

**INSTITUTIONEN FÖR BYGGNADSTEKNIK
TEKNISKA HÖGSKOLAN I LUND**

**DIVISION OF BUILDING TECHNOLOGY
LUND INSTITUTE OF TECHNOLOGY**

BYGGNADSDELARS FUKTBALANS I NATURLIGT KLIMAT

**MOISTURE BALANCE IN BUILDING ELEMENTS
EXPOSED TO NATURAL CLIMATIC CONDITIONS**

PER INGVAR SANDBERG

REPORT 43

LUND SWEDEN 1973



Digitized by the Internet Archive
in 2026

https://archive.org/details/IA41545309_0015

BYGGNADSDELARS FUKTBALANS I NATURLIGT KLIMAT

av

Per Ingvar Sandberg, civilingenjör, Klm

Akademisk avhandling som för avläggande av teknologie doktorsexamen vid tekniska fakulteten vid universitetet i Lund kommer att offentligens försvaras å hörsal V:A fredagen den 6 april 1973 kl 10.00.



BYGGNADSDELARS FUKTBALANS I NATURLIGT KLIMAT

**MOISTURE BALANCE IN BUILDING ELEMENTS
EXPOSED TO NATURAL CLIMATIC CONDITIONS**

PER INGVAR SANDBERG



INNEHÅLL

Förord	3
Sammanfattning	4
Summary	12
Beteckningar	19
List of Symbols	23
List of Figures and Tables	26
1 Inledning	34
2 Fuktmekanik	36
2.1 Grundläggande begrepp och förutsättningar	36
2.2 Kombinerad värme- och fukttransport	38
2.3 Fuktpotential	40
2.4 Icke stationär fukttransport	43
2.5 Transportkoefficienter och övergångstal	46
2.6 Mättnadsånghalt	49
3 Metoder för beräkning av fuktbalans	50
3.1 Metoder som icke tar hänsyn till materialens fuktkapacitet	50
3.2 Metoder som tar hänsyn till materialens fuktkapacitet	62
3.3 Egna beräkningsmetoder	71
4 Lösning av differentialekvationerna	78
5 Randvillkor	86
5.1 Ekvivalent utetemperatur	87
5.2 Innetemperatur	106
5.3 Vattenånghalt utomhus	110
5.4 Vattenånghalt inomhus	114
5.5 Slagregn	125
5.6 Snötäcke	127
6 Beräkningar på några typkonstruktioner	129
6.1 Gasbetongtak	129
6.2 Gasbetongvägg	156
6.3 Sandwichkonstruktion	161
6.4 Utvändigt värmeisolerat betongtak	174
6.5 Fasadtegelskal	179

7	Genomgång av olika förenklade beräkningsmetoder	181
7.1	Vilket är jämviktsläget?	183
7.2	Hur lång tid tar uttorkningen till jämviktsläget?	187
7.3	Hur stora är svängningarna omkring jämviktsläget?	199
8	Jämförelse mellan mätta och beräknade fukthalter	210
8.1	20 cm gasbetongtak	211
8.2	15 cm gasbetongtak	212
8.3	17,5 cm yttervägg av gasbetong	215
8.4	25 cm källarvägg av gasbetong	216
	Referenser	221
	Bilaga A	229

FÖRORD

Föreliggande rapport omfattar studier av olika beräkningsmodeller för fukttransport, utveckling av datorprogram för icke-stationära fuktberäkningar samt genomgång av de randvillkor som erfordras för beräkning av byggandsdelars fuktbalans.

Rapporten ger underlag för utveckling av olika beräkningsmetoder med hänsyn till varierande krav på noggrannhet, tillgång till klimat- och materialdata, disponibla beräkningsresurser o dyl.

Arbetet ingår som ett led i den fuktforskning som bedrivs vid Tekniska Högskolan i Lund och som syftar till att bestämma fuktdata, beräkningsmetoder och dimensioneringskriterier, vilka krävs för en fullständig praktisk fuktdimensionering.

Jag ber härmed att få framföra mitt varma tack till professor Lars Erik Nevander, som initierat arbetet och som under arbetets gång varit till stor hjälp och inspiration. Jag vill även tacka lab ing Gunvor Hällnor, som hjälpt till vid datorberäkningarna, fru Lilian Johansson, som ritat figurerna, fru Mary Lindqvist, som renskrivit manuskriptet, samt alla mina kolleger som bidragit med synpunkter under arbetets gång.

Arbetet har till största delen bekostats av Statens Råd för Byggnadsforskning.

Lund i februari 1973

P I Sandberg

SAMMANFATTNING

Denna rapport behandlar olika metoder för beräkning av fukthaltens tidsvariation i en byggnadskonstruktion utsatt för naturligt klimat.

I inledningen (kap 1) visas att man för en fuktdimensionering måste ha följande underlag:

- A. Kännedom om hur olika material påverkas vid olika fukthalter.
- B. Metoder för beräkning av fukthaltens variation i tiden i en byggnadskonstruktion.
- C. Materialkarakteristika som kan användas vid beräkningar enligt punkt B.

Rapporten behandlar punkt B men med den förutsättningen att fuktkonvektion (fukttransport med strömmande luft) ej behöver beaktas.

Syftet med arbetet har varit att

1. Utveckla ett datorprogram för beräkning av icke stationär fukttransport.
2. Jämföra olika modeller för fukttransport.
3. Finna samband som korrekt beskriver randvillkoren och se hur randvillkoren och approximationer i dessa påverkar fuktförloppen.
4. Undersöka olika metoder att lösa differentialekvationerna.
5. Jämföra olika handräkningsmetoder.
6. Jämföra datorberäknade resultat med mätta värden.

Kap 2 inledes med en del grundläggande begrepp och förutsättningar, bl a att alla flöden antas endimensionella, vilket t ex medför att ventilerade luftspalter ej kan behandlas. I ett exempel visas att fuktflödets inverkan på temperaturfältet är mycket ringa. Temperaturerna i byggnadsdelarna har därför beräknats utan hänsyn till koppling mellan värme- och fukttransport.

Fukttransporten antas kunna uttryckas genom sambandet:

$$g = -K \text{ grad } \Psi$$

(2.1)

där g = transporterad fuktmängd

K = transportkoefficient

Ψ = fuktpotential

Fuktpotentialen relateras sedan till de storheter som kan mätas, t ex fukthalt (w), vattenångans partialtryck (p), ånghalt (c), suction (p_w) och temperatur (θ). Genom att använda olika storheter kan en hel rad olika samband erhållas, t ex om $\Psi = \Psi(c, w)$

$$g = -K \text{ grad } \Psi = -K \left(\frac{\partial \Psi}{\partial c} \text{ grad } c + \frac{\partial \Psi}{\partial w} \text{ grad } w \right) = - (K_2 \text{ grad } c + K_3 \text{ grad } w) \quad (2.5)$$

Genom att kombinera ett uttryck av typ (2.5) med en kontinuitetsekvation för endimensionell fukttransport i x-led.

$$\frac{\partial w}{\partial t} = - \frac{\partial g}{\partial x} \quad (2.13)$$

erhålles t ex

$$\frac{\partial w}{\partial t} = \frac{\partial}{\partial x} \left(K_2 \frac{\partial c}{\partial x} + K_3 \frac{\partial w}{\partial x} \right) \quad (3.29)$$

För att lösa denna ekvation krävs ett samband mellan w och c , en specifik fuktkapacitet, vilken i det här fallet erhålles med hjälp av materialets sorptionskurva. Förutom en ekvation av typ (3.29) krävs - för en fullständig beräkning av det icke stationära fuktfältet - kännedom om materialdata och fuktövergångstal, vilka även behandlas i kap 2.

I kap 3 redovisas ett antal metoder för beräkning av byggnadsdelars fuktbalans. Glaser har introducerat en metod som inte tar hänsyn till materialens fuktkapacitet. Metoden har använts av flera forskare men har vissa begränsningar.

1. Materialen förutsättes vara icke-hygroskopiska, dvs redan vid mycket låga fukthalter stiger relativa fuktigheten till 100 %.
2. Hela fukttransporten antas beskriven genom sambandet

$$g = -k_d \cdot \frac{dp}{dx} \quad (3.1)$$

Man tar alltså inte hänsyn till fukttransport som kapillärsugning eller fuktkonvektion. Diffusionstalet antas konstant. I praktiken varierar k_d .

3. Temperaturkurvan genom ett materialskikt antas rätlinjig, dvs värmeledningstalet är konstant och värmekällor saknas.
4. Randvillkoren uppskattas mycket grovt och antas konstanta över långa perioder. Utetemperaturen anges utan hänsyn till strålning. Relativa fuktigheten inne antas inte påverkas av årstiden.

De metoder som tar hänsyn till materialens fuktkapacitet ger möjlighet till noggrannare beräkningar men kräver i gengäld dator, såvida inte långtgående förenklingar göres.

Kapitlet avslutas med en genomgång av de förutsättningar som gäller för de datorberäkningar som författaren gjort. Huvudsakligen har använts en beräkningsmodell som bygger på EKV (3.29) (se ovan), men även modeller innehållande temperatur och suction som potential har undersökts.

Kap 4 behandlar de differentialekvationer som måste lösas numeriskt vid datorberäkningen av temperatur- och fuktfält. Två lösningsmetoder har använts: en explicit och en implicit (Crank-Nicolson).

I kap 5 görs en genomgång av randvillkoren, dvs de klimat som omger byggnadsdelarna. Randvillkoren har visat sig ha stor betydelse för fuktförloppen och har därför behandlats ganska ingående.

Genom att betrakta värmebalansen vid konstruktionens ytteryta erhålles en "ekvivalent utetemperatur" (θ_e) som - använd i den konventionella formeln för värmefflöde - ger samma temperaturfördelning som utelufttemperaturen (θ_1) och det resulterade strålningsutbytet vid ytan (I) skulle ge.

$$\theta_e = \theta_1 + \frac{\alpha \cdot I}{\alpha_u} \quad (5.10)$$

där α = ytans absorbtans och α_u = yttre värmeövergångstal.

Uteluftens temperatur beskrivs med hjälp av

$$\theta_1 = A + B \sin \omega_2 t + (C + D \sin \omega_2 t) \cdot \sin \omega_1 t$$

där $\omega_1 = 2\pi/1$ dygn och $\omega_2 = 2\pi/1$ år.

Till dygnsmedeltemperaturen, som varierar sinusformigt över året, lägges en dygnssvängning, vars amplitud även den varierar sinusformigt över året.

Yttre värmeövergångstalet har uppskattats på vanligt sätt (uppdelning i en konvektions- och en strålningsandel) till $20 \text{ W/m}^2 \cdot ^\circ\text{C}$.

För en klar dag kan intensiteten av den direkta strålningen i strålningens normalplan uttryckas

$$I_{\text{DN}} = I_o \cdot e^{-\frac{a}{\sin h}} \quad (5.22)$$

där I_o och a är konstanter och h = solhöjden. Med hjälp av I_{DN} och en del andra samband kan den totala instrålningen under en klar dag mot ytor av olika orientering beräknas.

För att beskriva de verkliga förhållandena med växlande molnighet studeras förutom klara dagar (H1) ytterligare två tillstånd (H2 och H3) med halv- resp helmulen himmel.

Val av molnighetstillstånd (H1, H2 eller H3) göres vid datorberäkningarna med hjälp av slumpstal.

Innetemperaturen antas konstant och inre värmeövergångstalet har uppskattats till $8 \text{ W/m}^2 \cdot ^\circ\text{C}$.

Uteluftens fuktillstånd beskrivs med hjälp av vattenånghalten (c_u) av flera skäl:

1. c_u är inte beroende av temperaturen på samma omedelbara sätt som relativa luftfuktigheten.
2. c_u är tämligen konstant under dygnet.
3. Ånghalten används som potential i flera beräkningsmodeller för fukttransport och därvid behövs c_u som randvillkor.
4. c_u används för att beräkna luftfuktigheten inomhus.

Årsvariationen för c_u har i beräkningarna approximerats med en sinuskurva

$$c_u = A + B \sin \omega_2 t \quad (5.40)$$

Vid en viss ventilationsintensitet (n) och en viss fuktproduktion (G) i en lokal med volymen V kan ånghalten beräknas

$$c_i = c_u + \frac{G}{nV} \quad (5.43)$$

Genom beräkningar och mätningar har värdet på $G/(nV) = c_i - c_u$ bestämts. Som riktvärden kan anges

$G/(nV)$:	Lokal:
0,002	Kontor, bostad (torra rum), torr industri
0,004	Bostad (kök och badrum), halvfuktig industri
0,006	Fuktig industri

För lokaler med luftbefuktning gäller andra samband, t ex $c_i = \text{konst.}$

Några anvisningar för hur slagregn och snötäcke skall behandlas avslutar genomgången av randvillkoren.

I kap 6 redovisas ett antal beräkningar på några typkonstruktioner. Avsikten med beräkningarna är att undersöka hur olika faktorer påverkar beräkningsresultaten. De faktorer som undersöks är: olika metoder för lösning av differentialekvationerna, varierande beräkningsmodeller för fukttransport, förenklingar och approximationer i randvillkoren, varierande inre och yttre klimat, olika ytbehandlingar mm. De konstruktioner som behandlas är: gasbetongtak, gasbetongvägg, sandwichvägg, utvändigt isolerat betongbjälklag och fasadtegelskal.

De viktigaste resultaten kan sammanfattas enligt

1. En uppdelning av varje material i 6 skikt ger tillräcklig noggrannhet. Ofta kan 4 skikt vara tillräckligt. Material som saknar fukt-kapacitet kan behandlas som ett tunt skikt med diffusionsmotstånd motsvarande det verkliga materialskiktet.
2. Det som vinnes genom längre tidsteg vid lösning enligt Crank-Nicolsons metod förloras till stor del genom mera omfattande programmering och räknearbete. För den här typen av beräkningar har enkel

framåttdifferensmetod och Crank-Nicolsons metod befunnits likvärdiga.

3. Temperaturberäkningen kan utan större olägenheter förenklas så att
 - a) materialen antas sakna värmekapacitet och
 - b) solstrålningen vid varje tidpunkt beräknas som 60 % av strålningen vid klar dag.

Utetemperaturen är alltså då

$$\theta_u = \theta_l + KI_1 \cdot \frac{\alpha \cdot I_{\text{klar}}}{\alpha_u} \quad (6.4)$$

där $KI_1 = 0,60$

Om dygnssvängningen i θ_u elimineras erhålles en effektiv utetemperatur, θ_{ef} , som antas variera sinusformigt över året

$$\theta_{ef} = A + B \sin \omega_2 t \quad (6.11)$$

Beräkningar med θ_{ef} ger ofta godtagbar noggrannhet. Även säsong- eller årsmedelvärden av θ_{ef} kan för vissa konstruktioner vara acceptabla.

4. Luftfuktigheten inomhus har betydelse för uttorkningshastighet, storlek på årstidsvariationer och fukthalt i jämviktsläge (när ev byggfukt torkat ut). Vid beräkningar av c_i enligt sambandet $c_i = c_u + FT$ erhålles en årstidsberoende variation i ϕ_i . För homogena konstruktioner av typ gasbetongtak kan detta varierande ϕ_i ersättas med ett årsmedelvärde $\overline{\phi_i}$ utan att resultatet påverkas nämnvärt. I sandwichkonstruktioner däremot följer både inre och yttre skivans fukthalt mera direkt RF i omgivande luft.
5. Om c_i beräknas enligt $c_i = c_u + FT$ blir skillnaderna i fuktförloppen mellan norra och södra Sverige obetydliga för homogena konstruktioner. Detta beror på att de lägre temperaturerna i norra Sverige kompenseras av torrare luft där.
6. Smötäcke på tak har mycket ringa inverkan på fuktförloppen.
7. Solstrålningen och de temperaturhöjningar den medför har stor betydelse både för fukthaltsfördelning och uttorkningshastighet.
8. Hysteresis inom det hygroskopiska området behöver sällan beaktas. Materialkoefficienter vid konstruktionens yta har en viss betydelse för uttorkningshastigheten medan materialegenskaperna inuti materia-

len har stor betydelse för fuktens fördelning.

Kap 7 innehåller en genomgång av några olika handräkningsmetoder. De frågor dessa beräkningar skall ge svar på är:

1. Vilket är jämviktsläget?
2. Hur lång tid tar uttorkningen av byggfukten till jämviktsläget?
3. Hur stora är de årstidsbetingade svängningarna omkring jämviktsläget?

Handräkningarna göres med samma förutsättningar som gällde för datorberäkningarna och resultaten jämförs.

De olika beräkningsmetoderna kan sammanfattas enligt nedan:

Metod I: Sambanden för fukttransport förenklas så långt att de blir analoga med allmänna värmeledningsekvationen. Lösningar till denna finns för flera olika fall. Som randvillkor kan användas medelvärden över långa perioder. Det kan vara svårt att ta hänsyn till ev temperaturgradient. Metoden är lämplig för homogena, hygroskopiska material.

Metod II: Används för beräkning av uttorkning. Uttorkningen sker från en fuktfront som successivt flyttar sig in i materialet. Vid fuktfronten är $c = c_s$. Randvillkoren är konstanta under varje beräkningssteg, men flera steg kan göras efter varandra med skiftande randvillkor. Lämplig metod för homogena, hygroskopiska material.

Metod III: Beräkningen sker för månadslånga perioder. Under varje period räknas med stationära förhållanden och konstanta randvillkor. Lämplig för de flesta konstruktioner. (Detta är i princip samma metod som används vid datorberäkningarna, fast då med mycket kortare tidsperiod.)

Metod IV: Samma som Metod III förutom att beräkningsperiodens längd är 6 månader. Olämplig för beräkning under längre tidsperioder (flera år) men kan ge vissa upplysningar om årsbalansen, se nedan.

Vidare görs ett försök att beräkna säkerhetsfaktorer mot negativ fuktbalans vid olika inre och yttre klimat. Negativ fuktbalans anses råda om

uppfuktningen är större än uttorkningen under en viss tidsperiod.

I kap 8 göres vissa jämförelser mellan datorberäknade och mätta fukthalter. Mätningarna är fältmätningar dvs mätningar på byggnader utsatta för naturligt klimat. Jämförelserna är inte avsedda att helt verifiera använda beräkningsmetoder utan bör snarast ses som en kontroll av att använda uttryck för randvillkor och materialegenskaper något så när beskriver verkligheten. De objekt som studerats är olika byggnadsdelar av gasbetong (tak, vägg och grundmur). Överensstämmelsen mellan mätta och beräknade värden är i de flesta fall god.

SUMMARY

This report deals with different methods for calculating the time-dependent variation of moisture-content in a structure exposed to natural climatic conditions.

In the introduction (Chapter 1) it is shown that the following basis is required for correct moisture-dimensioning:

- A. Knowledge about how different materials react to increased moisture-content.
- B. Methods for calculating moisture-content as a function of time.
- C. Characteristics of materials, which can be used in calculations according to B.

The report deals with point B, with the assumption that moisture-convection (moisture-transfer by streaming air) can be neglected.

The aim of this work has been

- 1. To develop a computer-programme for calculating non-stationary moisture-transfer.
- 2. To compare different equations for moisture-transfer.
- 3. To find expressions which correctly describe boundary-conditions and ascertain how these influence the moisture-calculations.
- 4. To compare different solutions of the differential equations.
- 5. To compare different manual calculation-methods.
- 6. To compare measured and calculated moisture-content.

Chapter 2 contains the basic assumptions and equations for moisture-transfer. All flows are assumed to be one-dimensional, which, for example means that ventilated cavities cannot be dealt with. It is shown that the influence on the temperature-field by the moisture-flow is small. The temperature in the structure has therefore been calculated without regard to interaction between heat and moisture-transfer.

Moisture-transfer is expressed by

$$g = - K \cdot \text{grad } \Psi \quad (2.1)$$

where g = density of moisture-flow rate

K = moisture-conductivity

Ψ = moisture-potential

The moisture-potential is then related to properties which can be measured, for example: moisture-content (w), partial vapour-pressure (p), vapour-concentration (c), suction (p_w) and temperature (θ). By combining various properties, we obtain a number of relations, for example if $\Psi = \Psi(c, w)$

$$\begin{aligned} g &= - K \cdot \text{grad } \Psi = - K \left(\frac{\partial \Psi}{\partial c} \cdot \text{grad } c + \frac{\partial \Psi}{\partial w} \cdot \text{grad } w \right) = \\ &= - (K_2 \cdot \text{grad } c + K_3 \text{ grad } w) \end{aligned} \quad (2.5)$$

If we combine a relation of the same kind, as eq. (2.5), with a continuity-equation in one dimension:

$$\frac{\partial w}{\partial t} = - \frac{\partial g}{\partial x} \quad (2.13)$$

we can obtain

$$\frac{\partial w}{\partial t} = \frac{\partial}{\partial x} \left(K_2 \frac{\partial c}{\partial x} + K_3 \frac{\partial w}{\partial x} \right) \quad (3.29)$$

To solve this equation, we need a relation between w and c , i.e. a specific moisture-capacity, which in this case is given by the material's sorption isotherm. Besides an equation of type (3.29), we require properties of materials and surface-coefficients to carry out a complete calculation of the non-stationary moisture-field.

A number of methods for calculating moisture-balance are accounted for in Chapter 3. Glaser introduced a method which neglects the moisture-capacity in the materials. This method has been used by several researchers, but it has certain limitations:

1. The materials are assumed to be non-hygroscopic.
2. The whole moisture-transfer is described by the relation

$$g = - k_d \cdot \frac{dp}{dx} \quad (3.1)$$

Moisture-transfer by capillary-suction or convection is not taken into consideration. The vapour-conductivity k_d is konstant.

3. The temperature-curve is assumed to be linear, which means that the heat-conductivity is constant and heat-sources are lacking.
4. The boundary-conditions are quite roughly estimated and supposed to be constant over long periods. The outdoor-temperature is calculated regardless of solar radiation. The indoor relative humidity is not influenced by the outdoor-humidity. .

Methods which make allowance for the moisture-capacity are more accurate, but require a computer, unless extensive simplifications are made. This chapter ends with a list of the assumptions made in the author's computer-calculations. Most of the calculations are made with a model based on eq. (3.29) but models with temperature and suction as potentials have also been studied.

Chapter 4 deals with the differential equations which have to be solved at the calculation of heat and moisture-field. Two methods have been used: one explicit forward difference-method and one implicit (Crank-Nicolson).

Chapter 5 contains an investigation of the boundary-conditions, i.e. the varying climatic conditions surrounding the structure. The boundary-conditions appear to have a great effect on the results, and have therefore been treated thoroughly.

By looking at the heat-balance at the outer surface of the structure, we obtain a "sol-air-temperature" (θ_e) which "would give the same rate of heat-transfer and the same temperatue-distribution as would be given by the air temperature (θ_1) and the solar radiation-incident (I).

$$\theta_e = \theta_1 + \frac{\alpha \cdot I}{\alpha_u} \quad (5.10)$$

where α = the absorption-coefficient and α_u = outside surface-coefficient of heat-transfer.

The outdoor air-temperature is defined by

$$\theta_1 = A + B \sin \omega_2 + (C + D \sin \omega_2 t) \cdot \sin \omega_1 t$$

where $\omega_1 = 2\pi/24$ h and $\omega_2 = 2\pi/360$ days. This means that θ_1 is written as a sine function over the year and to this is added a new sine function describing the daily oscillation. The amplitude of the daily oscillation varies sinusoidally during the course of the year.

On a clear day, the intensity of the direct normal insolation can be represented by

$$I_{DN} = I_0 \cdot e^{-\frac{a}{\sin h}} \quad (5.22)$$

where I_0 and a are constants and h = sun's angle of altitude. By means of I_{DN} and some other relations, it is possible to calculate the clear day-insolation on any surface.

To describe the real conditions with changing degrees of cloudiness, two other conditions (H2 and H3 with cloudiness 5/10 and 10/10) have been studied besides the clear day-condition (H1). The computer produces a random number for each time-increment and the degree of cloudiness is fixed by means of the value of the random number.

Indoor temperature is assumed to be constant. The moisture-content of the outdoor air is for several reasons given by the vapour-concentration (c_u):

1. c_u is not dependent on temperature in the same immediate way as relative humidity.
2. c_u is fairly constant during the day.
3. Vapour-concentration is used as a potential in many equations for moisture-transfer and c_u is thereby required as a boundary-condition.
4. c_u is used to calculate the indoor air-humidity.

The annual variation of c_u has been approximated by a sine function

$$c_u = A + B \cdot \sin \omega_2 t \quad (5.40)$$

At a certain rate of ventilation (n) and a certain moisture production (G) in a room with volume V , the vapour-concentration can be calculated

$$c_i = c_u + \frac{G}{nV} \quad (5.43)$$

The value of $G/(nV) = c_i - c_u$ has been estimated by calculations and measurements. Normal values are

$G/(nV)$:	Room:
0,002	Office, dwelling (dry rooms), dry industrial premices
0,004	Dwelling (kitchen, bath-room)
0,006	Moist industrial premices

In case of artificial moistening, however, other relations are valid, such as $c_i = \text{const.}$

The chapter is concluded by a few words on driving rain and fallen snow.

A number of calculations on some typical structures are reported on in Chapter 6. The aim is to investigate how different factors influence the results. The factors are: methods for solution of the differential equations, different equations for moisture-transfer, simplifications in the boundary-conditions and the temperature-calculation, different indoor and outdoor climates, coatings etc.. The building elements treated are cellular concrete roof, cellular concrete wall, sandwich wall, insulated concrete roof and 12 cm brickwork on external wall.

The most important results can be summarized as follows:

1. A division of each material into six layers will be sufficiently accurate. In many cases, four layers will be adequate. Materials lacking moisture-capacity can be treated as thin layers with diffusion-resistance corresponding to that of the material itself.
2. Experience has proved that the two methods for the solution of the differential equations (simple forward-difference and Crank-Nicolson) are equivalent to each other. The Crank-Nicolson-method allows longer time increments, but on the other hand each increment is more time-consuming and the programming-work is more complicated.
3. The temperature calculation can be simplified so that
 - a) the materials are assumed to lack heat capacity, and
 - b) the solar-radiation at any given time is calculated as 60 % of clear day-radiation. The outside temperature is then given by

$$\theta_u = \theta_l + KI_1 \cdot \frac{\alpha \cdot I_{\text{clear}}}{\alpha_u} \quad (6.4)$$

where $KI_1 = 0,60$.

If the diurnal variation in θ_u is eliminated, we obtain an effective temperature, which is assumed to oscillate sinusoidally over the year

$$\theta_{\text{ef}} = A + B \cdot \sin \omega_2 t \quad (6.11)$$

Calculations with θ_{ef} often give sufficient accuracy. Seasonal or annual mean values of θ_{ef} can sometimes be accepted.

4. The indoor air-humidity is of great importance for the rate of drying, the amplitude of annual variation of moisture-content and the moisture-content in equilibrium. By using the relation $c_i = c_u + FT$, we get an annual variation in ϕ_i . For the cellular concrete roof, this ϕ_i can be substituted for the annual mean value $\overline{\phi_i}$, without appreciably influencing the results. In sandwich walls, however, both inner and outer leaf, strongly depend on the relative humidity in the surrounding air.
5. If c_i is calculated according to $c_i = c_u + FT$, the differences between moisture-content in structures in northern and southern Sweden will be negligible as the low temperatures are compensated by low air-humidity.
6. Snow covering roofs has only negligible influence on the moisture-content.
7. Solar radiation has great influence on moisture-distribution and rate of drying.
8. It is seldom necessary to take hysteresis in the hygroscopic range into consideration.

Chapter 7 contains an analysis of different manual calculation-methods. The questions answered by these calculations are:

1. Where is the equilibrium?
2. How long does the drying from the initial moisture-content to equilibrium last?
3. How wide are the annual oscillations around an equilibrium?

The manual calculations are made with the same assumptions that were valid for the computer calculations, and the results are compared.

The different manual methods can be summarized as follows:

- Method I: The equations for moisture-transfer are simplified to the extent that they become analogous to the Fourier-equation of heat-flow. Solutions to this equation are available. The boundary-conditions are mean values over long periods. It may be difficult to take temperature-gradients into consideration. The method is suitable for homogeneous, hygroscopic materials.
- Method II: Can be used to calculate drying. Drying occurs from a moisture-front moving into the material. At the moisture-front $c = c_s$. The boundary-conditions are constant. Suitable for homogeneous, hygroscopic materials.
- Method III: The calculation is carried out for periods of one month's duration. Stationary conditions and constant boundary-conditions are assumed for each period. Suitable for most structures. (This method is essentially the same as the method used in the computer-calculations, but in that case the period is only a few hours long.
- Method IV: Same as Method III, except that the period used is 6 months. Unsuitable for calculations over a period of several years, but may give some information regarding the annual balance.

Safety-factors against negative moisture-balance in different climatic conditions are calculated. Negative moisture-balance means that condensation exceeds drying during a certain period.

Chapter 8 contains certain comparisons between moisture-contents calculated by computer and measured. The measurements are made in buildings exposed to natural climate. The comparisons are not intended to entirely verify the computer-programme.

ANVÄNDA BETECKNINGAR

Beteckn	Förklaring	Enhet
a	extinktionskoefficient	-
a	temperaturledningstal, värmediffusivitet $\lambda/\rho \cdot c_p$	m^2/s
A_θ	amplitud vid uteluftens dygnsvariation	$^\circ C$
c	ånghalt, vattenångkoncentration med indices i = inne, u = ute, y = yta	kg/m^3
c_s	mättnadsånghalt	kg/m^3
c_p	specifikt värme (värmekapacitivitet)	$J/kg \cdot ^\circ C$
d	deklinatation	grad
d	konstruktionstjocklek	m
D	(ång)diffusivitet	m^2/s
e	specifik fuktkapacitet, allmänt	
e_c	" " = dw/dc	-
e_w	" " = $dw/dw = 1$	-
e_{pw}	" " = dw/dpw	s^2/m^2
FT	fukttillskott = $G/(n \cdot V)$	kg/m^3
g	transporterad fuktmängd (fuktflödestäthet)	$kg/m^2 \cdot s$
G	fuktflöde eller fuktproduktion	kg/s
h	solhöjd	grad
I	strålning med indices D = direkt, T = total, d = diffus, r = reflekterad, N = i strålningens normalplan, H = mot horisontell yta, V = mot vertikal yta	W/m^2
k	kapillärledningstal = K_3 i EKV (3.29)	m^2/s
k	fuktleddningstal = K_5 i EKV (3.33)	s
k_d	diffusionstal = K_1 i EKV (2.2a)	s

K	transportkoefficient, ledningstal, allm	
K ₁	i samband med grad p	s
K ₂	" " " grad c	m ² /s
K ₃	" " " grad w	m ² /s
K ₄	" " " grad θ	m ² /s·°C
K ₅	" " " grad p _w	s
KI ₁	konstant, def i EKV (6.4)	-
m	solstrålningens väg genom atmosfären (air mass) = 1/sin h	-
m	värmemotstånd	m ² ·°C/W
n	ventilationsintensitet	s ⁻¹
p	ångtryck	N/m ²
p _s	mättnadsångtryck	N/m ²
p _w	suction, (vatten)sug	N/m ²
q	värmeflöde(stäthet)	W/m ²
t	tid	s
Δt	tidsintervall	s
	med indices f = fuktberäkning, θ = tempera- turberäkning	
t _v	timvinkel	grad
T	absolut temperatur	K
u	fuktpotential (w-w _e)/(w _o -w _e)	-
v	vindhastighet	m/s
v _l	lufthastighet	m/s
V	volym	m ³
w	fukthalt	kg/m ³
$\bar{w}$	medelfukthalt	kg/m ³
w _k	kritisk fukthalt	kg/m ³
w _o	begynnelsefukthalt	kg/m ³

w_e	fukthalt efter lång tid	kg/m^3
w_{100}	max hygroskopisk fukthalt	kg/m^3
W	fuktmängd	kg eller kg/m
z	diffusionsmotstånd	s/m
α	värmeövergångstal med indices k = konvektion, s = strålning, u = utsida, i = insida	$\text{W/m}^2 \cdot ^\circ\text{C}$
α	absorbtans	-
β	fuktövergångstal med indices u = utsida, i = insida	m/s
γ	definierat genom EKV (3.36), $= K_4/K_5$	$\text{kg/m} \cdot \text{s}^2 \cdot ^\circ\text{C}$
δ	diffusionstal $= K_2$ i EKV (2.26)	m^2/s
ε	emittans	-
θ	temperatur, allmänt	$^\circ\text{C}$
θ_u	utetemperatur, allmänt	$^\circ\text{C}$
θ_e	ekvivalent utetemperatur	$^\circ\text{C}$
θ_{ef}	effektiv utetemperatur	$^\circ\text{C}$
θ_l	utelufttemperatur	$^\circ\text{C}$
θ_i	innetemperatur	$^\circ\text{C}$
θ_g	effektiv motstrålningstemperatur	$^\circ\text{C}$
θ_k	temperatur i kondenssnitt	$^\circ\text{C}$
θ_{uk}	utetemperatur vid kondens	$^\circ\text{C}$
λ	värmeledningstal	$\text{W/m} \cdot ^\circ\text{C}$
ρ	densitet	kg/m^3
ϕ	relativ luftfuktighet, RF $= c/c_s = p/p_s$	- ev %
ω_1	vinkelhastighet vid dygnssvängning $= 2\pi/1$ dygn	s^{-1}
ω_2	vinkelhastighet vid årssvängning $= 2\pi/1$ år ; 1 år $= 12 \times 360$ dygn	s^{-1}

I FIGURERNA HAR FÖLJANDE BETECKNINGAR ANVÄNTS



BETONG
CONCRETE



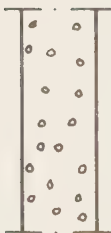
GASBETONG
CELLULAR
CONCRETE



CELLPLAST
CELLULAR
PLASTICS



MINERALULL
MINERAL
WOOL



LÄTTKLINKER
EXPANDED
CLAY



TEGEL
BRICK



ÅNGSPÄRR
VAPOUR - TIGHT
LAYER



ÅNGGENOMSLÄPPLIG
YTBEHANDLING
VAPOUR - RETARDING
LAYER

LIST OF SYMBOLS

Symbol	Conception	Unit
a	extinction coefficient	-
a	thermal diffusivity	m^2/s
A_θ	amplitude of out-door temperature diurnal oscillation	$^{\circ}C$
c	vapour concentration	kg/m^3
c_s	maximum vapour concentration	kg/m^3
c_p	specific heat capacity	$J/kg \cdot ^{\circ}C$
d	declination	degree
d	thickness	m
D	vapour diffusivity	m^2/s
e	specific moisture capacity, in general	
e_c	" " " dw/dc	-
e_w	" " " dw/dw	-
e_{pw}	" " " dw/dpw	s^2/m^2
FT	increase in vapour concentration = $G/(n \cdot V)$	kg/m^3
g	density of moisture flow rate	$kg/m^2 \cdot s$
G	moisture flow rate moisture production	kg/s
h	sun's altitude angle	degree
I	radiation with indices D = direct, T = total, d = diffuse, r = reflected, N = normal to sun's rays, H = horizontal surface, V = vertical surface	W/m^2
k	water conductivity = K_3 in eq. (3.29)	m^2/s
k	moisture conductivity = K_5 in eq. (3.33)	s
k_d	vapour conductivity = K_1 in eq. (2.2a)	s

K	conductivity, in general	
K ₁	" in connection with grad p	s
K ₂	" " " " grad c	m ² /s
K ₃	" " " " grad w	m ² /s
K ₄	" " " " grad θ	m ² /s·°C
K ₅	" " " " grad p _w	s
KI ₁	cf. eq. (6.4)	-
m	air mass 1/sin h	-
m	heat resistance	m ² ·°C/W
n	rate of ventilation	s ⁻¹
p	partial vapour pressure	N/m ²
p _s	maximum vapour pressure	N/m ²
p _w	suction	N/m ²
q	density of heat flow rate	W/m ²
t	time	s
Δt	interval of time	s
	with indices f = moisture calculation, θ=temperature calculation	
t _v	sun's hour angle	degree
T	absolute temperature	K
u	moisture potential = (w-w _e)/(w _o -w _e)	-
v	wind velocity	m/s
v _l	air velocity	m/s
V	volume	m ³
w	moisture content	kg/m ³
$\bar{w}$	mean moisture content	kg/m ³
w _k	critical moisture content	kg/m ³
w _o	initial moisture content	kg/m ³

w_e	equilibrium moisture content	kg/m^3
w_{100}	maximum hygroscopic moisture content	kg/m^3
W	quantity of moisture	kg or kg/m^2
z	diffusion resistance	s/m
α	surface coefficient of heat transfer with indices k = convection, s = radiation, u = outer surface, i = inner surface	$\text{W/m}^2 \cdot ^\circ\text{C}$
α	absorption coefficient	-
β	surface coefficient or mass transfer with indices i = inner surface, u = outer surface	m/s
γ	$= K_4/K_5$, see eq. (3.36)	$\text{kg/m} \cdot \text{s}^2 \cdot ^\circ\text{C}$
δ	vapour conductivity $= K_2$ in eq. (2.2b)	m^2/s
ϵ	emissivity	-
θ	temperature, in general	$^\circ\text{C}$
θ_u	outdoor temperature	$^\circ\text{C}$
θ_e	sol-air temperature	$^\circ\text{C}$
θ_{ef}	effective outdoor temperature	$^\circ\text{C}$
θ_l	outdoor air temperature	$^\circ\text{C}$
θ_i	indoor temperature	$^\circ\text{C}$
θ_g	effektive re-radiation temperature	$^\circ\text{C}$
θ_k	temperature in condensation layer	$^\circ\text{C}$
θ_{uk}	outdoor temperature when condensation starts or ends	$^\circ\text{C}$
λ	thermal conductivity	$\text{W/m} \cdot ^\circ\text{C}$
ρ	density	kg/m^3
ϕ	relative humidity $= c/c_s = p/p_s$	-
ω_1	angular speed at diurnal oscillation $= 2\pi/24 \text{ h}$	s^{-1}
ω_2	angular speed at annual oscillation $= 2\pi/1 \text{ year}$; 1 year = 12 · 360 days	s^{-1}

LIST OF FIGURES AND TABLES

FIG

- 2.1 10 cm cellular concrete element with evaporation from the inner surface and condensation on the outer.
- 2.2 Sorption isotherm, relationship between moisture content and relative humidity.
- 2.3 Relationship between moisture content and suction.
- 2.4 The conductivity coefficients as functions of water content.
- 2.5 Surface coefficient of mass transfer related to wind velocity. Measured by Schwarz (1972). Windward and leeward side.
- 3.1 Temperature (θ) and vapour pressure (p) in homogeneous wall with condensation, according to Glaser.
- 3.2 Temperature (θ) and vapour pressure (p) in multi-layer wall with condensation, according to Glaser.
- 3.3 Temperature (θ) and vapour pressure (p) in drying multi-layer wall, according to Glaser.
- 3.4 Temperature (θ) and vapour pressure (p) in multi-layer wall.
- 3.5 Temperature and vapour pressure according to Eichler. K indicates surface on which condensation occurs.
- 3.6 Distribution of daily mean temperature in Malmö.
- 3.7 Rate of condensation related to daily mean temperature.
- 3.8 Daily mean temperature as a function of time. The nominal condensation period (t_k) is reduced by an adaption period (t_i).
- 3.9 Moisture distributions at various times in plate with initial uniform moisture content, related to Fourier number.
- 3.10 Drying of an infinitely broad plate, infinitely long cylinder and sphere as a function of Fourier number.
- 3.11 Homogeneous structure with a vapour-tight barrier on the cold side. Initial state.
- 3.12 Homogeneous structure with a vapour-tight barrier on the cold side. Build-up of w - and c -field until equilibrium.
- 3.13 The coefficients K_3 and K_4 according to van der Kooi.
 ——— used in computer calculations
 - - - found experimentally.
- 3.14 Relation between suction and moisture content in cellular concrete.

- 3.15 γ and k as functions of moisture content in cellular concrete.
- 4.1 One-dimensional heat flow.
- 4.2 Skeleton drawing representing the two solution methods used in the calculations.
- 4.3 Division into layers near the surface.
- 4.4 Distribution along the time axis of different parts of the calculation.
- 5.1 Annual variation of daily mean temperature.
- 5.2 Annual variation of maximal diurnal outdoor temperature change.
- 5.3 Outdoor air temperature annual and diurnal variation in Lund according to eq. (5.7).
- 5.4 Outdoor air temperature variation in Lund. Measured values 1965.
- 5.5 Outside surface convective heat transfer coefficient related to wind/air speed.
- 5.6 Relation between I_{dV}/I_{dH} and $\cos i_V$ according to Threlkeld (1963).
- 5.7 Number of days with cloud cover 0/10, 5/10 and 10/10.
- 5.8 Comparison of measured and calculated monthly values of total solar insolation on a horizontal surface in Stockholm.
- 5.9 Inside surface radiative heat transfer coefficient at different distances from external wall corner.
- 5.10 Outdoor vapour concentration.
- 5.11 Outdoor vapor concentration annual and diurnal variation in Lund according to eq. (5.41).
- 5.12 Outdoor vapor concentration variation in Lund. Measured values 1965.
- 5.13 Estimated and observed vapour concentration in furnished rooms during moistening.
- 5.14 Schematic apartment with kitchen and living-room connected by corridor.
- 5.15 Schematic apartment, vertical section.
- 5.16 Relationship between indoor and outdoor vapour concentration in bedroom.
- 5.17 Indoor vapour concentration as a function of outdoor temperature, according to Canadian measurements.

- 5.18 The difference $c_i - c_u$ as a function of c_u according to German measurements in bedrooms, living-rooms and kitchens.
- 5.19 Daily mean values of c_i and c_u , measured in an office building.
- 5.20 The relation between c_i and c_u
 A: No moisture production $c_i = c_u$
 B: $c_i = c_u + G/(n \cdot V)$
 C: measurements
 D: Different types of moistening
- 5.21 Moisture content in brick masonry before (I) and after (II and III) a rain.
- 5.22 Upper and lower limit of surface temperature on snow covered roof.
- 6.1 Vapour conductivity (δ) and water conductivity (k) in cellular concrete, $\gamma = 500 \text{ kg/m}^3$.
- 6.2 Moisture content (w) as a function of relative humidity in cellular concrete, $\gamma = 500 \text{ kg/m}^3$.
- 6.3 Moisture distribution in a 20 cm cellular concrete roof. The figures indicate number of months from start (= 1 Jan.).
- 6.4 Moisture distribution in cellular concrete roof after 0,5 and 2 years. The roof is divided into slabs of thickness $d/6$, $d/4$, $d/3$ and $d/2$. The calculation started in Jan. with a uniform moisture content 180 kg/m^3 .
- 6.5 Total clear day insolation on a horizontal surface, Lund. Calculated by computer according to Chapter 5.1.
- 6.6 Insolation at 6 a.m., from FIG 6.5.
- 6.7 Effective outdoor temperature is obtained as a radiation correction term (θ_s) added to outdoor air temperature. Lund, horizontal surface with $\alpha = 0,9$.
- 6.8 Different approximations in the temperature calculation. 20 cm cellular concrete roof.
- 6.9 Drying of a 20 cm cellular concrete roof at different indoor climates.
- 6.10 Drying of a 20 cm cellular concrete roof at different indoor climates.
- 6.11 Drying of a 20 cm cellular concrete roofs located in different parts of Sweden.
- 6.12 Drying of a 20 cm cellular concrete roof calculated with and without solar radiation.
- 6.13 Drying of cellular concrete roofs of different dimensions.

- 6.14 Drying of a 20 cm cellular concrete roof with different coatings on the inner surface.
- 6.15 Different vapour and water conductivities of cellular concrete.
- 6.16 Drying of a 20 cm cellular concrete roof with different material characteristics.
- 6.17 Relationship between moisture content and relative humidity.
D = desorption, A = absorption, H = mixed D and A; cellular concrete.
——— used in the calculations
- - - from Ahlgren (1972).
- 6.18 Moisture distribution in a 20 cm cellular concrete roof after 11 months calculated with different relationships between w and ϕ .
- 6.19 Moisture distribution in 20 cm cellular concrete roof, 1 March, 14 months after start with a uniform moisture content 180 kg/m^3 .
- 6.20 Moisture distribution in 20 cm cellular concrete roof after 0,5 and 2 years, calculated with different equations for moisture transfer (eq. (2.5) and (2.17)).
- 6.21 Moisture distribution in 20 cm cellular concrete wall with outside coating, $\beta_u = 0,25 \cdot 10^{-3}$. The figures indicate number of months from start (1 Jan.).
- 6.22 Drying of a 20 cm cellular concrete wall with different wall orientations and simplifications in the temperature calculation.
- 6.23 Drying of a 20 cm cellular concrete wall with different orientation.
- 6.24 Monthly amounts of insolation on west, north and south wall, calculated according to Approximation III (60 % of clear day radiation).
- 6.25 Moisture distribution in sandwich wall, concrete/cellular plastics/concrete. The figures indicate number of months from start (= 1 Jan.).
- 6.26 Drying of sandwich wall, concrete/cellular plastics/concrete, with different simplifications in the temperature calculation.
- 6.27 Drying of sandwich wall, concrete/cellular plastics/concrete with different orientation.
- 6.28 Drying of sandwich wall, concrete/cellular plastics/concrete, located in different parts of Sweden.
- 6.29 Drying of sandwich wall, concrete/cellular plastics/concrete, located in different parts of Sweden.
- 6.30 Drying of sandwich wall, concrete/cellular plastics/concrete with different coatings on the inner surface.

- 6.31 Moisture distribution in sandwich wall, concrete/mineral wool/concrete. The figures indicate number of months from start (= 1 Jan.).
- 6.32 Drying of sandwich wall, concrete/mineral wool/concrete, with different simplifications in the temperature calculation.
- 6.33 Drying of sandwich wall, concrete/mineral wool/concrete, with different orientation.
- 6.34 Drying of sandwich wall, concrete/mineral wool/concrete, at different indoor climates and coatings on the inner surface.
- 6.35 Moisture distribution in sandwich wall, cellular concrete/cellular plastics/cellular concrete. The figures indicate number of months from start (= 1 Jan.).
- 6.36 Drying of sandwich wall, cellular concrete/cellular plastics/cellular concrete, at different indoor climates and coatings on the inner surface.
- 6.37 Drying of insulated concrete roof, calculated with different simplifications in the temperature calculation. The moisture in the insulation is assumed to be concentrated to a thin layer just below the roof covering.
- 6.38 Drying of insulated concrete roof in southern and northern Sweden. The moisture in the insulation is assumed to be concentrated to a thin layer just below the roof covering.
- 6.39 Mean moisture content in 12 cm brick, exposed to driving rain.
- 7.1 Principal variation of mean moisture content vs time
 - - - constant boundary conditions
 ——— annually varying boundary conditions.
- 7.2 Moisture distribution in equilibrium, w_e . Annual mean values as boundary conditions.
- 7.3 Maximum permissible increase in vapour concentration in order to avoid condensation. Homogeneous, horizontal structure with a vapour-tight layer on the cold side. Monthly and annual mean values for Lund with and without solar radiation and for Luleå without solar radiation. Absorption coefficient of the outer roof surface, $\alpha = 0,9$.
- 7.4 Drying of cellular concrete wall and roofs.
- 7.5 Drying of an infinitely large plate as a function of the Fourier number Fo and the Biot number Bi . Initial uniform moisture content w_0 .
- 7.6 Drying of a 20 cm cellular concrete roof with different coatings on the inner surface.
- 7.7 Moisture content, temperature and vapour concentration in a 20 cm cellular concrete roof. Calculation in accordance with Method II.

- 7.8 Moisture content and vapour concentration. Calculation in accordance with Method IIIa.
- 7.9 Drying of 20 cm cellular concrete roof, calculated manually and by computer.
- 7.10 Vapour concentration in sandwich wall according to Method IIIb.
- 7.11 Drying of sandwich wall, concrete/mineral wool/concrete.
- 7.12 Vapour concentration in sandwich wall according to Method IIIc.
- 7.13 Moisture distribution in 20 cm cellular concrete roof every 3rd month over a year. Roof II calculated without solar radiation.
- 7.14 Initial moisture content (w_o), initial vapour concentration (c_o), vapour concentration in equilibrium (c_e), and average maximum vapour concentration during winter season (c_s) in a 20 cm cellular concrete roof.
- 7.15 Vapour concentration in an infinitely large plate as a function of $(K_2 \cdot t)/(e_c \cdot d^2)$. No moisture flow at $x = 0$.
- 7.16 Moisture distribution in a 20 cm cellular concrete roof.
- 7.17 Assumed vapour distribution in a roof, 25 cm expanded clay + 12 cm concrete.
- 7.18 Moisture content in concrete roof with expanded clay insulation.
- 7.19 Structure with a vapour-tight layer on the outer (cold)side.
- 8.1 Measured and calculated moisture content in a 20 cm cellular concrete roof.
- 8.2 Measured and calculated mean moisture content in a 15 cm cellular concrete roof.
- 8.3 Measured and calculated moisture distributions in a 15 cm cellular concrete roof, cf. FIG. 8.2.
- 8.4 Measured and calculated mean moisture content in a 17,5 cm cellular concrete wall.
- 8.5 Measured and calculated moisture content in a 25 cm cellular concrete basement wall.
- 8.6 Measured and calculated moisture content in a 25 cm cellular concrete basement wall.
- 8.7 Measured and calculated moisture content in a 25 cm cellular concrete basement wall.
- 8.8 Mean moisture content before and after winter season in German cellular concrete roofs. Relative frequency vs moisture content.

- FIG A.1 I_{DN} as a function of air mass, m . The figures to the right indicate month.
- A.2 Annual variation of I_0 compared to correction, K , for varying sun-earth distance.
- A.3 I_{DN} as a function of air mass, m . The figures to the right indicate month.
- A.4 Extinction coefficient vs time of the year.
- A.5 Factor C as a function of extinction coefficient, a .
- A.6 Factor C vs sun's altitude angle.
- A.7 Relation between cloud cover M and cloud cover factor, CCF_D (direct radiation).
- A.8 Relation between cloud cover, M , and CCF (total radiation). The boundary between diffuse and direct radiation depends on sun's altitude angle, h .
- A.9 Definition of latitude, l , hour angle, t_v , and declination.
- A.10 Definition of sun's altitude angle, h , solar azimuth angle, a , and wall azimuth angle, α .
- A.11 Definition of angle β for tilted surface.

TAB.

- 5.1 Measured monthly mean values of outdoor temperature compared to calculated values according to eq. (5.4).
- 5.2 Mean value of actual heat flow at outer surface related to heat flow at constant surface coefficient of heat transfer $\alpha_u = 16,7 \text{ W/m}^2 \cdot ^\circ\text{C}$. The values are valid for nights.
- 5.3 Reflexion factors for solar radiation.
- 5.4 Relation between sun's altitude angle and the ratio between diffuse radiation on a cloudy day and total radiation on a clear day. Yearly mean values, Helsinki.
- 5.5 Direct radiation and diffuse radiation on a horizontal surface at different cloud covers.
- 5.6 Recommended inside surface coefficient of heat transfer, α_i , in different countries.
- 5.7 Measured monthly mean values of outdoor vapour concentration compared to values calculated by means of monthly mean temperature and monthly mean relative humidity. Lund 1965.
- 5.8 Distribution of the driving rain over the year.
- 6.1 Moisture content in a 20 cm cellular concrete roof, calculated with different simplifications in the temperature calculation. The table shows the moisture content in each layer and a mean value for the roof 0,5 and 2 years from start. Outdoor climate Lund and indoor climate $\theta_i = 22^\circ\text{C}$, $FT = 0,002$.
- 6.2 Moisture content in a 20 cm cellular concrete wall with different simplifications in the temperature calculation. Cf. TAB. 6.1.
- 7.1 Calculation according to Method IIIa.
- 7.2 Method IIIb. ΔW denotes the quantity of moisture transferred during one month. $u \rightarrow 1$ = transfer from outside air to outer leaf, $1 \rightarrow 3$ and $3 \rightarrow 1$ transfer between the leaves and $i \rightarrow 3$ = transfer from inside air to inner leaf. Note $\Delta W_{1 \rightarrow 3} = - \Delta W_{3 \rightarrow 1}$.
- 7.3 Calculation of moisture balance in a roof (25 cm expanded clay + 12 cm concrete). Notations, cf. TAB. 7.2.
- 7.4 Mean values of sol-air temperature, air temperature and outdoor vapour concentration during summer and winter seasons. Horizontal surface with absorption coefficient 0,9.
- 7.5 Safety factors (s) against negative moisture balance at various indoor climates. Valid for $\theta_i = 22^\circ\text{C}$, $\alpha = 0,9$ and horizontal surface.

1 INLEDNING

De krav som från fuktsynpunkt brukar ställas på en byggnadskonstruktion är:

1. De material som ingår i byggnadsdelen får ej taga skada av den förhöjda fukthalt som ev kondensation kan medföra.
2. Värmeisoleringsförmågan i materialen får inte försämrats väsentligt av den förhöjda fukthalten.
3. Hela den fuktmängd som kondenserar under en vinterperiod skall torka ut under påföljande sommarperiod så att fukt inte ackumuleras år efter år.
4. Byggfukten måste ges möjlighet att torka ut inom rimlig tid. Den förhöjda fukthalt som byggfukten ger upphov till får icke orsaka skador på materialen eller i alltför stor utsträckning försämma konstruktionens värmeisoleringsförmåga.

Vad som sagts om byggfukt ovan gäller även för fukttillförsel genom slagregn, läckage eller ytkondensation i de fall detta är aktuellt.

Det underlag som behövs för en bedömning om kraven 1-4 är uppfyllda är

- A. Kännedom om hur olika material påverkas vid olika fukthalter.
- B. Metoder för beräkning av fukthaltens variation i tiden i en byggnadskonstruktion.
- C. Materialkaraktäristika som kan användas vid beräkningarna enligt punkt B.

Föreliggande rapport behandlar punkt B ovan med den förutsättningen att fuktkonvektion ej behöver beaktas.

Vid arbetet med rapporten har fuktkaraktäristika antagits vara eller snart bli kända. Fuktmekanismen har behandlats mycket schematiskt och snarare från matematisk än fysikalisk synpunkt (kap 2). Några jämförelser mellan olika ekvationer för fukttransport har gjorts.

På ett tidigt stadium av arbetet stod det klart att ekvationerna måste lösas på dator. Ett datorprogram har därför utarbetats och den numeriska

behandlingen av differentialekvationerna beskrivs i kap 4.

En grundlig genomgång av randvillkoren har gjorts i kap 5 och i kap 6 visas på ett antal typkonstruktioner hur randvillkoren påverkar fuktförloppen.

För praktisk dimensionering är det angeläget att försöka förenkla de komplicerade datorberäkningarna till metoder som är lämpade för handräkning eller näst intill, t ex bordskalkylator. En del enklare beräkningsmetoder analyseras i kap 3 och i kap 7 göres jämförelser mellan olika handräknade värden och motsvarande datorberäkningar.

Någon fullständig verifiering av beräkningsmetoderna har inte gjorts ännu, men mätta fukthalter i ett antal konstruktioner har jämförts med datorberäknade och visat god överensstämmelse (kap 8).

2 FUKTMEKANIK

2.1 GRUNDLÄGGANDE BEGREPP OCH FÖRUTSÄTTNINGAR

Fuktmekaniken beskriver med hjälp av matematiska samband hur fukt fixeras och transporteras i porösa material. Begreppet "fukt" används för vatten som samtidigt förekommer i flera faser (flytande, fast eller gas) eller om det är oklart eller likgiltigt vilken fas som avses. Vatten i flytande form kallas "vatten", i gasform "(vatten)ånga" och i fast form "is".

Följande grundläggande begrepp används ofta:

Fukthalt, w , är fuktinnehållet i ett material uttryckt som kg fukt per m^3 fuktigt material.

Ånghalt, c , är fuktinnehållet i luften uttryckt som kg fukt per m^3 fuktig luft.

Relativ ånghalt, relativ luftfuktighet, $RF (\phi)$ är kvoten mellan aktuell ånghalt och mättnadsånghalt, c/c_s . Dimensionslöst - anges ofta i %.

Ångtryck, p , är vattenångans partialtryck. Anges i N/m^2 .

Suction (kapillär suction), p_w , är skillnaden mellan lufttrycket och vattentrycket i en kapillär menisk om vattnet befinner sig i jämvikt med yttre lufttrycket. Anges i N/m^2 .

Fukt kan transporteras i material genom två principiellt olika mekanismer:

1. Transport som huvudsakligen är beroende av fukttillståndet i materialet (ångdiffusion, kapillärsugning o d)
2. Transport med hjälp av annat transporterande medium, oftast luft.
Denna fukttransport med strömmande luft kallas fuktkonvektion.

I normala byggnadskonstruktioner behöver fuktkonvektionen endast beaktas vid otätheter i samband med fogar, sprickor o d. I sådana fall kan fuktkonvektionen emellertid transportera stora fuktmängder med allvarliga skador som följd. I denna rapport behandlas endast konstruktioner med så ringa otätheter att luftgenomströmning och fuktkonvektion kan försummas. All fukttransport i materialen antas alltså vara av typ 1. ovan.

Ett ytterligare generellt antagande som görs är att alla flöden antas vara endimensionella. En följd av detta är att endast luftspalter med stillastående luft kan behandlas. I en ventilerad luftspalt är flödena två- eller tredimensionella.

2.2 KOMBINERAD VÄRME- OCH FUKTTRANSPORT

I samband med all fukttransport sker även en transport av värme, dels genom förångning/kondensation och dels genom att den transporterade fukten för sitt värmeinnehåll med sig igenom materialet. Omvänt påverkar även värmetransporten och temperaturförhållandena fuktflödet. En fullständig bestämning av värme- och fuktförhållandena kräver därför att differentialekvationerna för värme- och fukttransport löses parallellt (se t ex Lykow, 1958). En sådan beräkning blir mycket omfattande och man brukar därför ofta nöja sig med att lösa temperatur- och fukthaltsfältet var för sig och försumma effekten av koppling. Denna approximation har gjorts i föreliggande rapport.

För att undersöka vilka konsekvenser ovan nämnda approximation kan ha, beräknas värmeflödena p g a temperaturgradient och fukttransport i en konstruktion av 10 cm gasbetong, se FIG 2.1.

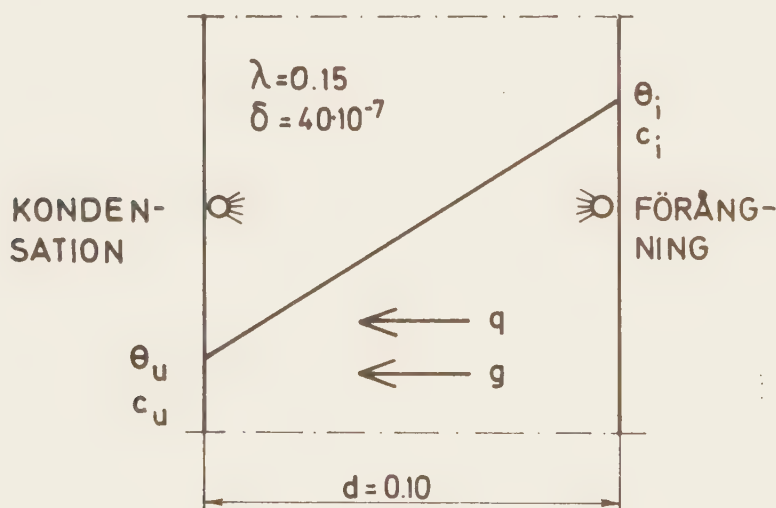


FIG 2.1. Konstruktion av 10 cm gasbetong med förångning i innerytan och kondensation i ytterytan.

Temperaturskillnaden inneryta-ytteryta, $\theta_i - \theta_u$, antas vara 20°C och skillnaden i ånghalt $c_i - c_u = 0,002$. Värmeledningstal $\lambda = 0,15$ och diffusionstal $\delta = 40 \cdot 10^{-7}$.

Värmeflödet p g a temperaturgradient blir

$$q_1 = \lambda \cdot \frac{\theta_i - \theta_u}{d} = 0,15 \cdot \frac{20}{0,10} = 30 \text{ W/m}^2$$

Värmeflödet p g a förångning/kondensation blir om r = ångbildningsvärmet

$$q_2 = r \cdot g = r \cdot \delta \cdot \frac{c_i - c_u}{d} = 2400 \cdot 10^3 \cdot 40 \cdot 10^{-7} \cdot \frac{0,002}{0,10} = 0,19 \text{ W/m}^2$$

Värmeflödet p g a transport med fuktströmmen blir om c_p är fuktens specifika värme

$$q_3 = g \cdot (\theta_i - \theta_u) \cdot c_p = 40 \cdot 10^{-7} \cdot \frac{0,002}{0,10} \cdot 20 \cdot 4200 = 0,007 \text{ W/m}^2$$

Fuktens inverkan på värmeflödet är alltså mycket ringa för detta material. För vissa extrema material med ett högt värde på kvoten δ/λ , t ex mineralull, blir inverkan större men kvoten $(q_2 + q_3)/q_1$, stiger högst till ca 10 %.

Det är alltså en rimlig approximation att bestämma temperaturförhållandena i ett material utan att ta hänsyn till ev fuktflöden. En viss korrektion kan göras genom att använda sig av värmeledningstal som varierar med fukthalten.

Temperaturfältets inverkan på fukttransporten kan däremot ej försummas, vilket framgår av nedanstående. Vid beräkning av fuktflöden antas temperaturförhållandena vara kända.

2.3 FUKTPOTENTIAL

I analogi med förhållandena vid värmetransport önskar man behandla fukttransporten som en form av potentialströmning och skriva fuktflödet med hjälp av en transportkoefficient och en fuktpotential. Man antar att det existerar K och ψ så att

$$g = - K \cdot \text{grad } \psi \quad (2.1)$$

där g = transporterad fuktmängd

K = transportkoefficient

ψ = fuktpotential.

Fuktpotentialen är emellertid närmast en tänkt storhet och vi har t ex ingen möjlighet att mäta den på samma sätt som vi mäter potentialen vid värmetransport, dvs temperaturen. Det sätt man angripit problemet på har därför varit att försöka relatera fuktpotentialen till någon eller några av de storheter man känner och kan mäta, t ex fukthalt, vattenångans partialtryck, ånghalt, suction och temperatur.

Enligt en av de enklaste modellerna antas fuktpotentialen vara en funktion av ångtrycket, $\psi = \psi(p)$.

$$g = - K \cdot \text{grad } \psi = - K \cdot \frac{d\psi}{dp} \text{ grad } p = - K_1 \text{ grad } p \quad (2.2a)$$

Det innebär ingen principiell skillnad att använda ånghalten i stället för ångtrycket, $\psi = \psi(c)$.

$$g = - K \text{ grad } \psi = - K \frac{d\psi}{dc} \text{ grad } c = - K_2 \text{ grad } c \quad (2.2b)$$

Dessa modeller används allmänt vid överslagsberäkningar. Vid högre fukthalter kan fuktpotentialen relateras till fukthalten $\psi = \psi(w)$.

$$g = - K \cdot \text{grad } \psi = - K \frac{d\psi}{dw} \text{ grad } w = - K_3 \text{ grad } w \quad (2.3)$$

Om fuktpotentialen antas vara en funktion av både ångtryck och fukthalt, $\psi = \psi(p, w)$ erhålles

$$\begin{aligned} g &= - K \text{ grad } \psi = - K \left(\frac{\partial \psi}{\partial p} \text{ grad } p + \frac{\partial \psi}{\partial w} \text{ grad } w \right) = \\ &= - (K_1 \text{ grad } p + K_3 \text{ grad } w) \end{aligned} \quad (2.4)$$

eller om ångtryck ersättes med ånghalt, $\psi = \psi (c, w)$

$$g = - (K_2 \text{ grad } c + K_3 \text{ grad } w) \quad (2.5)$$

Denna beräkningsmodell brukar tillskrivas Krischer (1963). Modellen är mycket vanlig och har använts av bl a Hansson (1958), Vos (1967).

Philip & de Vries, Lykow (1958), Vos & van Minnen (1966), Vos & Tammes (1968, 1969), van der Kooi (1971) m fl har arbetat med en modell där fuktpotentialen antas vara en funktion av fukthalt och temperatur, $\psi = \psi (w, \theta)$:

$$\begin{aligned} g &= - K \cdot \text{grad } \psi = - K \left(\frac{\partial \psi}{\partial w} \text{ grad } w + \frac{\partial \psi}{\partial \theta} \text{ grad } \theta \right) = \\ &= - (K_3 \text{ grad } w + K_4 \text{ grad } \theta) \end{aligned} \quad (2.6)$$

För låga fukthalter kan man givetvis tänka sig varianterna

$$g = - (K_1 \text{ grad } p + K_4 \text{ grad } \theta) \quad (2.7)$$

och

$$g = - (K_2 \text{ grad } c + K_4 \text{ grad } \theta) \quad (2.8)$$

Ännu allmännare är uttrycken

$$g = - (K_1 \text{ grad } p + K_3 \text{ grad } w + K_4 \text{ grad } \theta) \quad (2.9)$$

resp

$$g = - (K_2 \text{ grad } c + K_3 \text{ grad } w + K_4 \text{ grad } \theta) \quad (2.10)$$

Forskare som sysslar med fukttransport i växter och i mark relaterar ofta fuktpotentialen till suction, $\psi = \psi (p_w)$:

$$g = - K \text{ grad } \psi = - K \cdot \frac{d\psi}{dp_w} \text{ grad } p_w = - K_5 \text{ grad } p_w \quad (2.11)$$

Detta samband kan utvecklas till att även ta hänsyn till temperaturinverkan, $\psi = \psi (\theta, p_w)$

$$\begin{aligned}
 g &= -K \operatorname{grad} \psi = -K \left(\frac{\partial \psi}{\partial \theta} \operatorname{grad} \theta + \frac{\partial \psi}{\partial p_w} \operatorname{grad} p_w \right) = \\
 &= - (K_4 \operatorname{grad} \theta + K_5 \operatorname{grad} p_w) \quad (2.12)
 \end{aligned}$$

EKV (2.11) och (2.12) har diskuterats ingående i ett arbete av Bomberg (1971-72).

Beträffande ledningstalen i sambanden ovan ($K_1, K_2, \dots$) bör det nämnas att de på mer eller mindre komplicerade sätt är beroende av fukt- och temperaturförhållandena i materialet. Vidare bör påpekas att index anger vilken gradient ledningstalet hänför sig till och att identiska beteckningar i olika beräkningsmodeller kan beteckna olika tal.

2.4 ICKE STATIONÄR FUKTTRANSPORT

En kontinuitetsekvation för endimensionell fukttransport i x-led ger sambandet

$$\frac{\partial w}{\partial t} = - \frac{\partial g}{\partial x} \quad (2.13)$$

Genom att kombinera (2.1) och (2.13) erhålles

$$\frac{\partial w}{\partial t} = \frac{\partial}{\partial x} \left(K \cdot \frac{\partial \psi}{\partial x} \right) \quad (2.14)$$

För att kunna handskas med ekvationer av typ (2.14) måste man känna ett samband mellan fukthalt och fuktpotential. Detta samband brukar kallas specifik fuktkapacitet (e) och definieras som den fukthaltsökning som krävs för att höja fuktpotentialen med en enhet:

$$e = \frac{dw}{d\psi} \quad (2.15)$$

Om ψ är en funktion av enbart w , $\psi = \psi(w)$ blir $\partial\psi/\partial x = (d\psi/dw) \cdot (\partial w/\partial x)$, varvid EKV (2.14) övergår i

$$\frac{\partial w}{\partial t} = \frac{\partial}{\partial x} \left(K \cdot \frac{1}{e} \cdot \frac{\partial w}{\partial x} \right) \quad (2.16)$$

Kvoten K/e brukar kallas diffusiviteten (D). Diffusiviteten motsvaras i värmeledningsekvationen av temperaturledningstalet och är ett mått på hur snabbt en påtvingad potentialändring fortplantar sig i materialet.

Eftersom fuktpotentialen inte har någon fysikalisk motsvarighet, tvingas vi eliminera den ur ekvationerna och har därför ingen glädje av det generella uttrycket för den specifika fuktkapaciteten $e = dw/d\psi$. Vi behöver i stället samband mellan fukthalt och de storheter som fuktpotentialen relateras till, t ex:

$$e_c = \frac{dw}{dc}$$

$$e_w = \frac{dw}{dw} = 1$$

$$e_{pw} = \frac{dw}{dp_w}$$

Med hjälp av sorptionskurvan, dvs sambandet mellan fukthalt och relativ luftfuktighet, kan e_c bestämmas. Sorptionskurvan är svagt temperaturberoende. De flesta material har även en viss hystereseffekt så att sorptionskurvan har två grenar - en för absorption och en för desorption. Inverkan av hysteresis behandlas i kap 6.

FUKTHALT

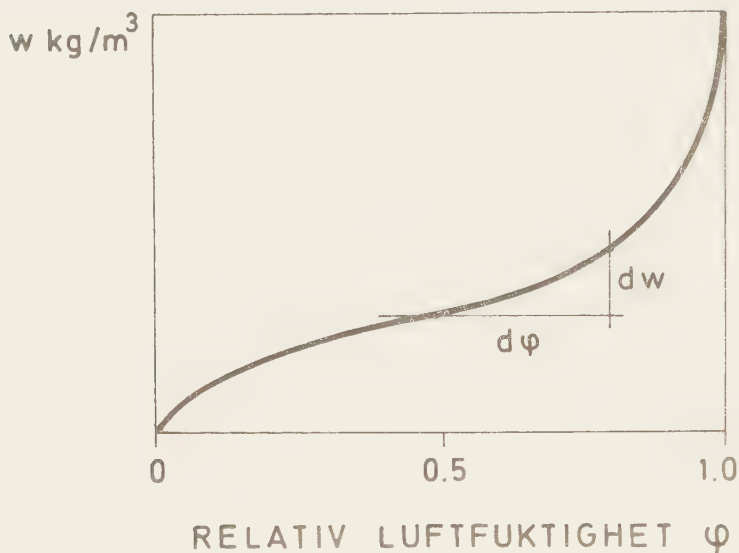


FIG 2.2. Sorptionskurvan, samband mellan fukthalt och relativ luftfuktighet.

Uttrycket för e_c , som vi nöjer oss med att definiera för isoterma förhållanden, $w = w(c)$, kan skrivas om enligt

$$e_c = \frac{dw}{dc} = \frac{dw}{d\phi} \cdot \frac{d\phi}{dc}$$

Derivatan $d\phi/dc$ beräknas med hjälp av sambandet $\phi = c/c_s$:

$$\frac{d\phi}{dc} = \frac{1}{c_s} \quad (2.17)$$

och derivatan $dw/d\phi$ erhålles ur sorptionskurvan

$$e_c = \frac{dw}{d\phi} \cdot \frac{1}{c_s} \quad (2.18)$$

I dagligt tal innebär "fuktkapacitet" närmast den ändring i fukthalt som en viss ändring av relativa fuktigheten medför. Ett material med

stor ändring av fukthalten i förhållande till ändringen i RF, dvs ett högt värde på $e_c = \frac{dw}{dc}$ säges ha stor fuktkapacitet och vara mycket hygroskopiskt. Ett material med lågt värde på e_c säges sakna fuktkapacitet och vara föga hygroskopiskt eller icke hygroskopiskt.

Ur suctionskurvan, dvs sambandet mellan fukthalt och suction kan $e_{pw} = dw/dp_w$ beräknas, FIG 2.3. Även suctionskurvan brukar uppvisa hysteresiseffekter, jfr kap 3.

FUKTHALT

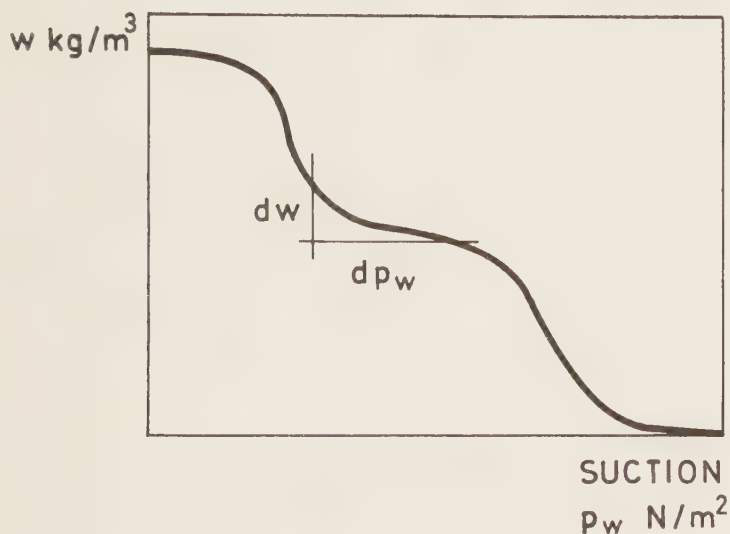


FIG 2.3. Suctionkurva, samband mellan fukthalt och suction.

2.5 TRANSPORTKOEFFICIENTER OCH ÖVERGÅNGSTAL

Som nämndes ovan kan transportkoefficienterna (ledningstal) variera inom vida gränser, huvudsakligen beroende av fukthalten. Ledningstalens fukthaltsberoende bestäms oftast genom laboratiemätningar.

LEDNINGSTAL

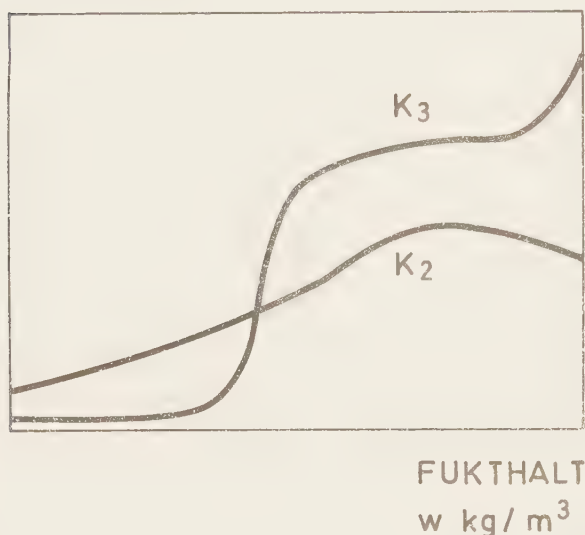


FIG 2.4. Exempel på hur ledningstalerna är beroende av fukthalten.

De samband de materialkaraktäristika som behandlats ovan gäller förhållandena inuti ett poröst material. Vid materialets gränsyta mot luften råder speciella förhållanden och fuktövergången är starkt kopplad till värmeövergången vid ytan. För att beskriva fuktövergången används sambandet

$$g = \beta(c_y - c_i) \quad (2.19)$$

där g = transporterad fuktmängd $(\text{kg}/\text{m}^2 \cdot \text{s})$
 β = fuktövergångstal (m/s)
 c_y = ånghalt i materialets yta (kg/m^3)
 c_i = ånghalt i luften utanför ytan (kg/m^3)

Fuktövergångstalet (β) vid en yta är så stort att fuktövergångsmotståndet ($1/\beta$) i många praktiska beräkningar kan försummas. För vanliga byggnadsmaterial blir övergångsmotståndet av samma storleksordning som diffusionsmotståndet hos ett materialskikt av någon eller några mm tjocklek.

Vid höga fukthalter, när fukten transporteras huvudsakligen i vätskeform och diffusionsmotståndet inuti materialet har förlorat sin betydelse kan övergångstalet emellertid vara bestämmande för fuktflödets storlek.

Med hjälp av termodynamiska likformighetsbetraktelser av fukt- och temperaturfältet vid en yta kan följande ansats för sambandet mellan värmeövergångstal och fuktövergångstal utvecklas (se t ex Gröber, Erk & Grigull, 1963):

$$\frac{\alpha_k}{\beta} = \rho \cdot c_p \left(\frac{a}{D}\right)^n \quad (2.20)$$

där α_k = värmeövergångstal p g a konvektion	(W/m ² ·°C)
β = fuktövergångstal	(m/s)
ρ = luftens densitet	(kg/m ³)
c_p = luftens specifika värme	(J/kg·°C)
$a = \frac{\lambda}{\rho \cdot c_p}$ luftens temperaturledningstal	(m ² /s)
D = luftens fuktdiffusivitet (= diffusionstal)	(m ² /s)
n = tal mellan 0 och 1	(-)

Kvoten a/D kallas ibland Lewis tal, Le. I vissa fall, t ex vattenånga i luft, är $Le \approx 1$ och då erhålles det samband som brukar kallas Lewis' lag:

$$\frac{\alpha_k}{\beta} = \rho \cdot c_p \quad (2.21)$$

Vid fullt turbulent strömning längs ytan gäller EKV (2.21) även om $Le \neq 1$ eller annorlunda uttryckt: vid turbulent strömning är värdet på n i EKV (2.20) = 0. Vid laminär strömning är $n = 1$.

Vid byggnaders innerytor har genom experiment fastställts värdet på $n \approx 3/4$, se t ex Illig (1952), van der Held (1941).

$$\frac{\alpha_k}{\beta} = \rho \cdot c_p \left(\frac{a}{D}\right)^{3/4} \quad (2.22)$$

Vid normalt inneklimat (20°C, 40 % RF) övergår (2.22) i

$$\frac{\alpha_k}{\beta} = 1,06 \cdot 10^3 \quad (2.23)$$

Vid byggnaders yttertor bör turbulensen vara så väl utvecklad att

EKV (2.21, Lewis' lag) kan användas. Med ett uteklimat på 10°C , 70 % RF blir (2.21)

$$\frac{\alpha_k}{\beta} = 1,24 \cdot 10^3 \quad (2.24)$$

Schwarz (1972) har genom mätningar av värme- och fuktutbytet vid en fritt exponerad fasad funnit sambandet

$$\frac{\alpha_k}{\beta} = 1,25 \cdot 10^3 \quad (2.25)$$

vilket väl överensstämmer med (2.24).

Med kännedom om värdet på α_k kan alltså β beräknas. Några värden på α_k som funktion av vindhastigheten finns i kap 5.1.

Storleken på β vid olika vindhastigheter enligt Schwarz' mätningar framgår av FIG 2.5.

UKTÖVERGÅNGSTAL

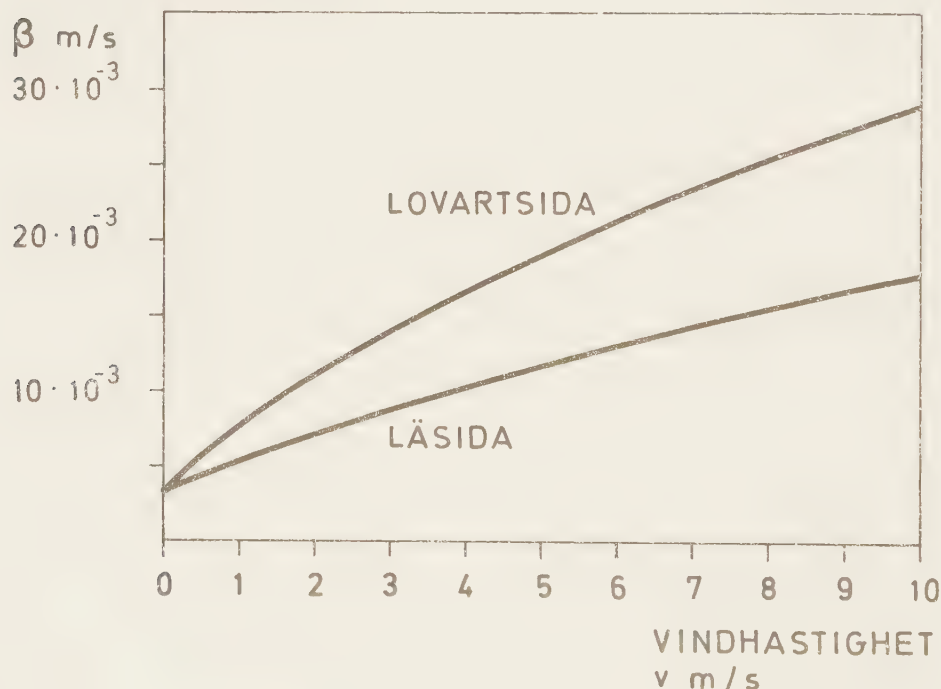


FIG 2.5. Fuktövergångstalet som funktion av vindhastigheten. Mätningar av Schwarz (1972).

2.6 MÄTTNADSÅNGHALT

Vid en given temperatur kan luften inte innehålla mer än en viss mängd vattenånga. Den maximala kvantiteten, mättnadsånghalten, är en funktion av enbart temperaturen.

Sambandet kan uttryckas t ex genom

$$c_s = \left(4,80 + 3,43\left(\frac{\theta}{10}\right) + 0,96\left(\frac{\theta}{10}\right)^2 + 0,16\left(\frac{\theta}{10}\right)^3 + \right. \\ \left. + 0,026\left(\frac{\theta}{10}\right)^4 \right) \cdot 10^{-3} \quad (2.26)$$

där c_s = mättnadsånghalt (kg/m³)
 θ = temperaturen (°C)

EKV (2.26) har bestämts genom anpassning av ett fjärdegradspolynom till tabellvärden vid temperaturerna -15, 0, 15, 30 och 50 grader.

3 METODER FÖR BERÄKNING AV FUKTBALANS

I detta kapitel redovisas en del olika metoder för beräkning av fuktbalans i byggnadskonstruktioner. Med beräkningsmetod för fuktbalans avses här en metod med vilken medelfukthaltens variation i tiden samt i viss utsträckning fukthaltens fördelning inom konstruktionen kan bestämmas. Metodernas omfattning varierar från rena handräkningsmetoder till avancerade beräkningar på dator.

3.1 METODER SOM ICKE TAR HÄNSYN TILL MATERIALENS FUKTKAPACITET

I slutet av 1950-talet utvecklade Glaser i en serie artiklar en teori för beräkning av konstruktioners fuktbalans (Glaser, 1958a, 1958b, 1958c, 1959). Teorin förutsatte ursprungligen icke-hygroskopiska material, dvs material som saknar fuktkapacitet, men har senare av andra forskare tillämpats på byggnadsmaterial i allmänhet. Vidare antogs att hela fukttransporten kan beskrivas genom sambandet

$$g = - k_d \cdot \frac{dp}{dx} \quad (3.1)$$

där k_d = konstant transportkoefficient
 p = vattenångans partialtryck.

Detta innebär bl a att kapillärsugningen försummas.

Glaser har även beräknat hur kondensationsvärmets påverkar temperaturfördelningen vid kondensation och dragit den slutsatsen att denna inverkan kan försummas. Dessutom antas värmeledningstalet vara oberoende av fuktinnehållet i materialet. Temperaturkurvan blir alltså rätlinjig.

Med ovanstående förbehåll behandlar Glaser en homogen konstruktion med kondensation och visar att den verkliga ångtryckskurvan, jfr FIG 3.1, måste vara $p_u - p_A - p_B - p_i$ där $p_u - p_A$ och $p_B - p_i$ är tangenter till mättnadskurvan. Mellan p_A och p_B är $p = p_s$.

Diffusionsmotståndet för ett tunt skikt med tjockleken dx är lika med skikt tjockleken dividerad med diffusionstalet

$$dz = \frac{dx}{k_d} \quad (3.2)$$

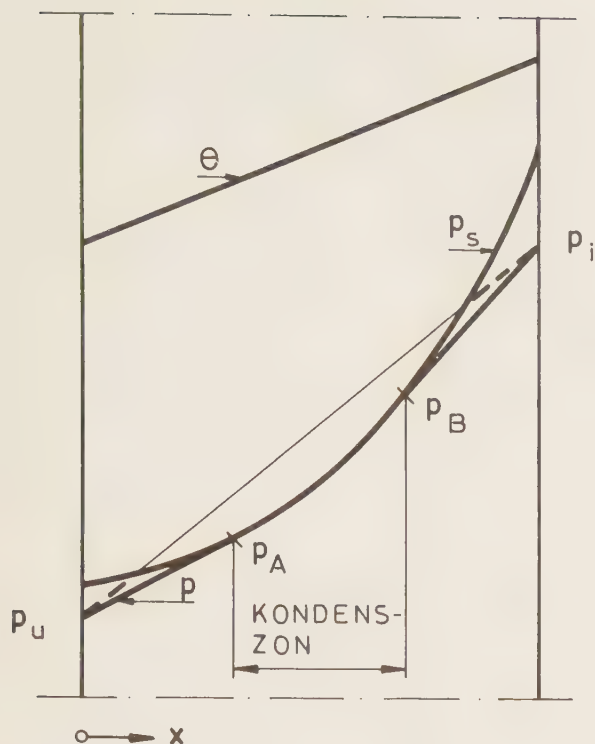


FIG 3.1. Temperaturkurva (θ) och ångtryckskurva (p) i homogen vägg med kondensation enligt Glaser. p_s är vattenångans mättnadstryck.

Om diffusionsmotståndet införes i EKV (3.1) erhålles

$$g = - \frac{dp}{dz} \quad (3.3)$$

Fuktflödet är alltså lika med lutningen på p -kurvan i ett p - z -diagram, dvs ett diagram där skiktjocklekar är angivna med hjälp av diffusionsmotstånd i stället för längdmått. Med detta åskådningssätt blir för en konstruktion med flera olika materialskikt p -kurvan en rät linje i p - z -diagrammet så länge kondensation ej inträffar.

Om kondensation inträffar i en flerskiktad konstruktion erhålles den verkliga p -kurvan som tangenter till p_s -kurvan i ett p - z -diagram, se FIG 3.2.

Den mängd fukt som kondenserar utgöres av skillnaden mellan vad som transporteras in i och ut ur kondenszonen.

$$g_{\text{kond}} = \frac{p_i - p_B}{z_B} - \frac{p_A - p_u}{z_A} \quad (3.4)$$

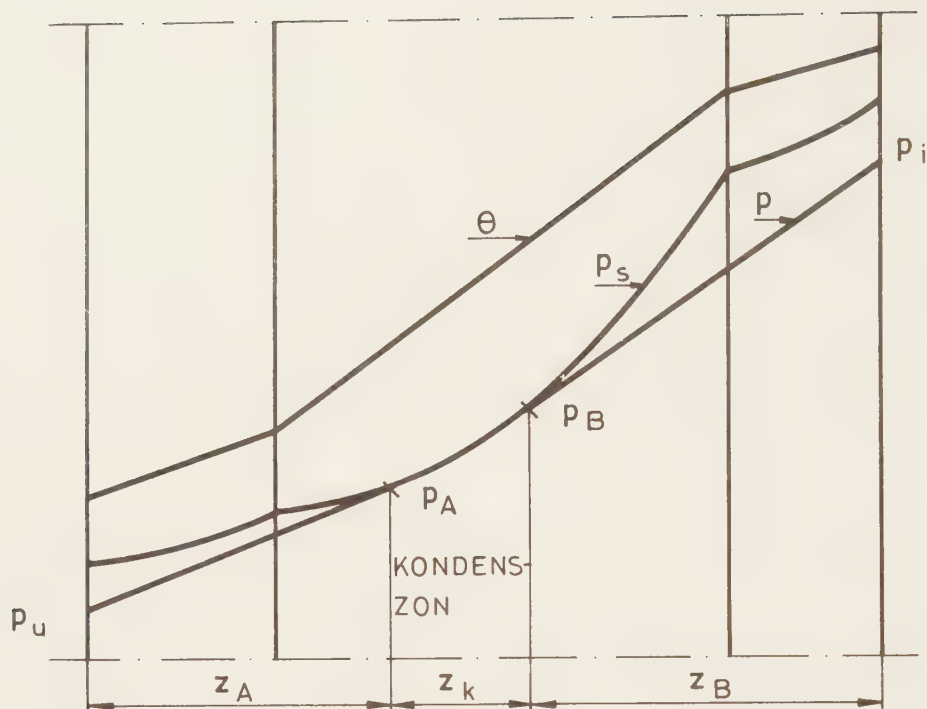


FIG 3.2. Temperaturkurva (θ) och ångtryckskurva (p) vid kondensation i vägg med flera materialskikt enligt Glaser. p_s är vattenångans mättnadstryck.

På liknade sätt förfäres vid uttorkning, varvid relativa fuktigheten i den fuktiga zonen antas vara 100 %, dvs $p = p_s$, se FIG 3.3.

Uttorkningen erhålles genom

$$g_{\text{tork}} = \frac{p_A - p_u}{z_A} - \frac{p_i - p_B}{z_B} \quad (3.5)$$

Glaser's teorier ger alltså möjlighet att, för givna randvillkor och givet fukttinnehåll, dels bedöma om kondensation eller uttorkning över huvud taget äger rum och dels beräkna uppfuktningens resp uttorkningens intensitet. Man skall emellertid observera att Glaser inte behandlar några stationära förhållanden, eftersom kondensmängden hela tiden ändras. Ett jämviktsläge kräver att $p_u - p_A$ är parallell med $p_B - p_i$.

Fehér (1969) använder Glaser's metod för att grafiskt ta reda på vid vilka tidpunkter på året kondensationen börjar resp upphör. Dessa tidpunkter antas dela in året i en kondensationsperiod och en torkningsperiod. Fehér beräknar därefter medelvärden av utetemperatur och ångtryck under kondensations- resp torkningsperioderna. Med hjälp av dessa medelvärden, som antas gälla under hela perioden, kan den kondenserade vattenmängden under

kondensationsperioden (W_K) och den uttorkade under torkningsperioden (W_T) beräknas. Förhållandena inomhus antas under hela året vara 20°C och 70 % RF. För att en konstruktion skall fungera skall enligt Fehér gälla att $W_K < W_T$.

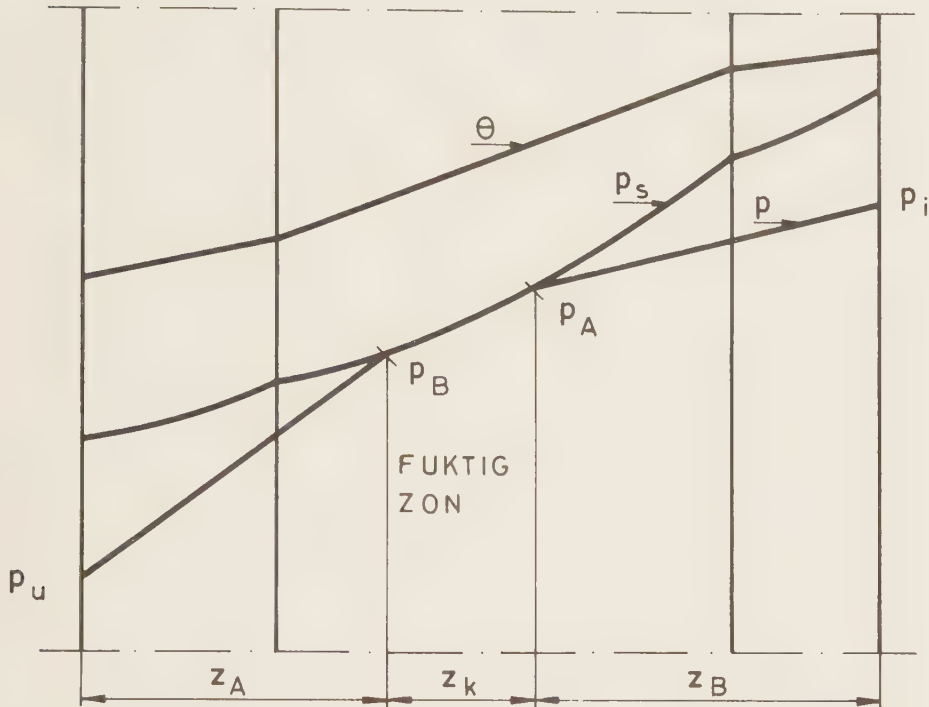


FIG 3.3. Temperaturkurva (θ) och ångtryckskurva (p) vid uttorkning av vägg med flera materialskikt enligt Glaser. p_s är vattenångans mättnadstryck.

Haferland (1967) har teoretiskt behandlat ett stort antal ytterväggstyper med hjälp av Glasers grafiska förfarande. Vid sina beräkningar har han antagit ett konstant inneklimat 20°C , 65 % RF. Kondenserad vattenmängd räknas månad för månad med månadsmedelvärden på utetemperatur för Hannover. Relativa fuktigheten utomhus antas hela tiden vara 85 %, vilket är ett medelvärde för vinterhalvåret, dvs den tid då kondensrisken är störst. Haferland har inte undersökt förhållandena vid uttorkning.

Jenisch (1970) visar genom jämförelser mellan laboratorieförsök och beräkningar att Glasers metod ger godtagbara noggrannheter (ca ± 20 %) för konstruktioner uppbyggda av material med liten hygroskopicitet (gipsskivor, mineralull, cellplast). Vid konstruktioner med hygroskopiska material, t ex träprodukter kan felen däremot bli avsevärda.

Eftersom beräkning av kondenserade och uttorkade fuktmängder med hjälp av verkiga klimatförhållanden kan vara ganska omständliga och eftersom resultaten av en sådan beräkning ändå är osäkra, har man i Västtyskland för bedömning av konstruktioner kommit överens om följande förenklade klimatbetingelser för kondensations- och uttorkningsperioderna. De är så valda att de kan användas i hela landet. För kondensationsperioden och uttorkningsperioden har man fastställt konstanta värden på ute- och inneklimat och på resp periods längd:

- Kondensationsperiod (vinter)
 - Utomhus: -10°C , 80 % RF
 - Inomhus: $+20^{\circ}\text{C}$, 50 % RF
 - Periodens längd: 60 dagar
- Uttorkningsperiod (sommar)
 - Utomhus: $+10^{\circ}\text{C}$, 70 % RF
 - (för tak gäller yttemperatur 20°C)
 - Inomhus: $+12^{\circ}\text{C}$, 70 % RF
 - Kondenszon: 12°C , 100 % RF
 - Periodens längd: 90 dagar

Vid ovanstående klimatbetingelser tillåts kondensation, om följande fordringar är uppfyllda:

1. Under kondensperioden får inte mer än $0,5 \text{ kg/m}^2$ fukt kondensera. Fuktkvoten i trä eller träprodukter får ej öka mer än 3 vikts-%.
2. Under uttorkningsperioden måste hela den kondenserade mängden torka ut.
3. Den ökade fukthalten under kondensationsperioden får inte medföra att konstruktionens värmeisoleringsförmåga sjunker under normerat minimivärde enligt DIN 4108.
4. Byggnadsmaterialen får ej taga skada av den förhöjda fukthalten under kondensperioden.

Jenisch har flera invändningar mot en fuktdimensionering enligt ovan förenklade villkor. Han har därför utarbetat en egen metod (Jenisch 1970, 1971). Till att börja med antas ett över hela året konstant inneklimat med temperatur θ_i och ångtryck p_i . Med denna förutsättning kan det lätt visas, se nedan, att villkor 2. ovan är uppfyllt om kondens ej äger rum för årsmedelvärden på temperatur och ångtryck utomhus.

Antag att året delas in i ett antal lika långa tidsperioder Δt som är så små att uteklimatet är konstant under tidsperioden. Under tidsperioden Δt_j kondenserar (eller torkar) mängden ΔW_j .

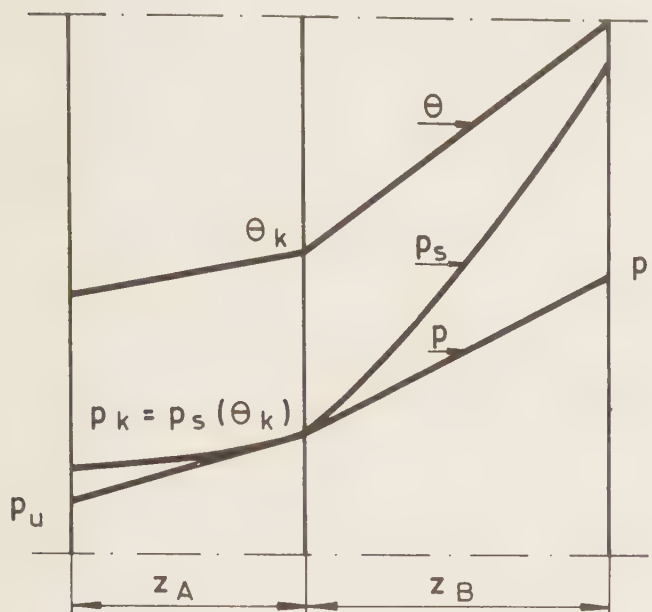


FIG 3.4. Temperaturkurva (θ) och ångtryckskurva (p) i en konstruktion med flera skikt. p_s är vattenångans mättnadstryck.

$$\Delta W_j = \frac{p_i - p_{k,j}}{z_B} \cdot \Delta t_j - \frac{p_{k,j} - p_{u,j}}{z_A} \cdot \Delta t_j \quad (3.6)$$

Om ΔW_j summeras över hela året erhålles

$$\sum_j \Delta W_j = \frac{1}{z_B} (j \cdot p_i - \sum_j p_{k,j}) \cdot \Delta t - \frac{1}{z_A} (\sum_j p_{k,j} - \sum_j p_{u,j}) \cdot \Delta t \quad (3.7)$$

Om den kondenserade mängden är mindre än den uttorkade gäller

$$\sum_j \Delta W_j \leq 0 \quad (3.8)$$

Av EKV (3.7) följer då

$$\frac{1}{z_B} \cdot j(p_i - \frac{1}{j} \sum p_{k,j}) \Delta t \leq \frac{1}{z_A} \cdot j(\frac{1}{j} \sum p_{k,j} - \frac{1}{j} \sum p_{u,j}) \cdot \Delta t \quad (3.9)$$

Uttrycket $\frac{1}{j} \cdot \sum p_{u,j}$ är årsmedelvärdet av ångtrycket utomhus, dvs

$$\frac{1}{j} \cdot \sum p_{u,j} = p_{u \text{ medel}} \quad (3.10)$$

Uttrycket $\frac{1}{j} \cdot \sum p_{kj}$ är årsmedelvärde av mättnadstrycket i kondenssnittet, och Jenisch sätter detta lika med mättnadstrycket vid årsmedeltemperaturen i kondenssnittet, $\theta_k \text{ medel}$

$$\frac{1}{j} \cdot \sum p_{kj} = p_{k \text{ medel}} \approx p_s (\theta_k \text{ medel}) \quad (3.11)$$

Denna approximation ger ett något för lågt värde på $p_{k \text{ medel}}$, eftersom sambandet mellan p_k och θ_k ej är rätlinjigt. Felet ger emellertid alltid resultat på säkra sidan.

EKV (3.9) övergår i

$$\frac{p_i - p_s (\theta_k \text{ medel})}{z_B} \leq \frac{p_s (\theta_k \text{ medel}) - p_{u \text{ medel}}}{z_A} \quad (3.12)$$

dvs transporten in i byggnadsdelen är mindre än transporten ut. Balansen över året är alltså gynnsam om årsmedelvärde på uteklimatet ger en uttorkningssituation.

För att kontrollera att villkoren 1, 3 och 4 ovan är uppfyllda måste den kondenserade fuktmängden under vintern beräknas. Jenisch använder ett slags analytiskt passningsförfarande för att bestämma vid vilken utetemperatur, θ_{uk} , kondensationen börjar. Ur en tabell erhålles sedan dels kondensationsperiodens längd och dels medelutetemperaturen under kondensperioden för olika orter och olika värden på temperaturen θ_{uk} . Luftfuktigheten utomhus antas vara 85 %. Med hjälp av dessa värden kan kondensmängden beräknas.

Eichler (1968) använder ytterligare en annan metod för att bestämma vid vilken temperatur kondensationen börjar, se FIG 3.5.

För analysen använder han ett temperaturschema och ett ångtrycksschema med skikt tjocklekar lika med värmemotstånd resp diffusionsmotstånd. Ångtrycksskalan är temperaturberoende så att ångtrycket på en viss nivå sätts lika med mättnadstrycket vid temperaturen på denna nivå. Ångtrycksskalan är alltså inte linjär. Innetemperaturen (θ_i) och ångtrycket inne (p_i) antas vara konstanta över hela året. Uteluften antas ha relativa fuktigheten 100 %, dvs temperaturen ute och ångtrycket ute ligger på samma nivå i figuren. Temperatur- och ångtrycksskurva ritas för två godtyckliga utetemperaturer - linjerna $\theta_i - \theta_{u1}$ och $\theta_i - \theta_{u2}$ resp $p_i - p_{u1}$ och $p_i - p_{u2}$. Med hjälp

av dessa fyra linjers skärningspunkter med kondensationsytorna (K) kan centrum på ett strålnippe (C) konstrueras. Enligt transversalsatsen kommer skärningspunkterna med de två kondensationsytorna för alla samhörande temperatur- och ångtryckskurvor att ligga på strålar från punkten C. Den stråle som går horisontellt genom C ger gränsfallet, dvs det fall då ångtrycket är lika med mättnadstrycket i kondenssnittet. Den sökta temperaturen θ_{uk} kan sedan erhållas enligt figuren.

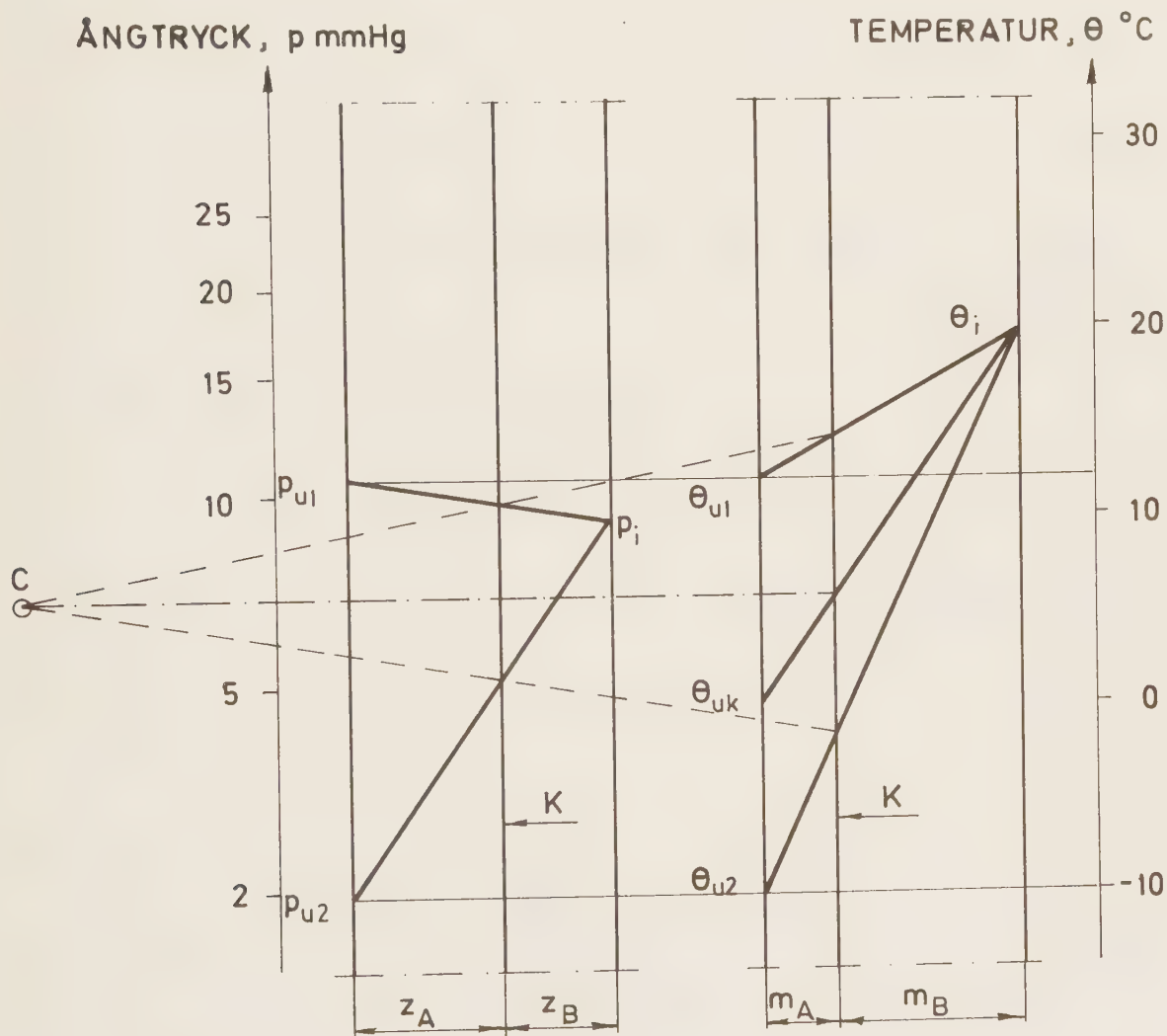


FIG 3.5. Temperatur- och ångtryckskurva enligt Eichler för att bestämma den utetemperatur vid vilken kondensationen börjar, θ_{uk} . K anger kondensationsyta.

Som framgår av FIG 3.5 drar Eichler ångtryckskurvorna som rätta linjer i sitt diagram trots att ångtrycksskalan är olinjär. Detta måste vara fel - åtminstone med de förutsättningar som Eichler har angivit.

I övrigt gör Eichler på samma sätt som Jenisch, dvs han tar kondensperiodens längd och medeltemperaturen under kondensperioden ur tabell.

Om man vill göra en noggrannare bedömning av den kondenserade fuktmängden måste, som Lund-Hansen (1967a) föreslagit, kondensationsintensiteten integreras över kondensperioden:

$$W = \int_0^{t_k} g \, dt \quad (3.13)$$

där W = kondenserad mängd

t_k = kondensperiodens längd

g = kondensationsintensitet.

Om tiden substitueras mot temperaturen, erhålles

$$W = \int_{\theta_{uo}}^{\theta_{uk}} g \cdot \frac{dt}{d\theta} \cdot d\theta \quad (3.14)$$

där θ_{uo} = lägsta dygnsmedeltemperatur under året

θ_{uk} = temperatur där kondens börjar uppträda.

VARAKTIGHET, DYGN

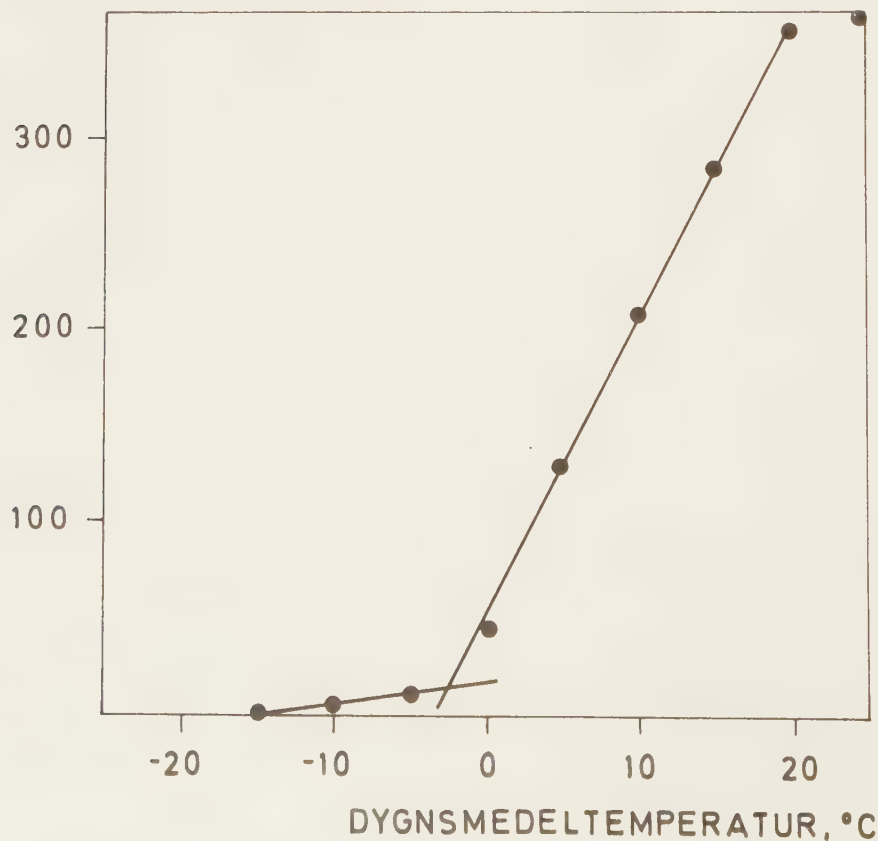


FIG 3.6. Varaktighetskurva för dygnsmedeltemperaturen i Malmö, medelvärde 1931-60. (Lagerstedt, 1962)

Ett samband mellan tiden och temperaturen kan fås ur en varaktighetskurva för dygnsmedeltemperaturen. Det betyder ju ingenting för resultatet att dagarna är ordnade i en viss följd efter stigande temperatur.

Om varaktighetskurvan approximeras med räta linjer erhålles t ex följande värden på $\frac{dt}{d\theta}$ för Malmö, se FIG 3.6.

$$\begin{aligned} -15 \leq t < -2 & \quad \frac{dt}{d\theta} = 1,2 \text{ dygn/}^{\circ}\text{C} \\ -2 \leq t < 20 & \quad \frac{dt}{d\theta} = 16 \text{ dygn/}^{\circ}\text{C} \end{aligned}$$

Den totala fuktmängden erhålles som

$$W = 1,2 \int_{-15}^{-2} g \, d\theta + 16 \int_{-2}^{\theta_k} g \, d\theta = 1,2 A_1 + 16 A_2 \quad (3.15)$$

Jämför FIG 3.7. För varje konstruktion som skall beräknas måste alltså både sambandet $g = g(\theta_u)$ och varaktighetskurvan för θ_u vara kända.

KONDENSATIONSINTENSITET, g kg/m²s

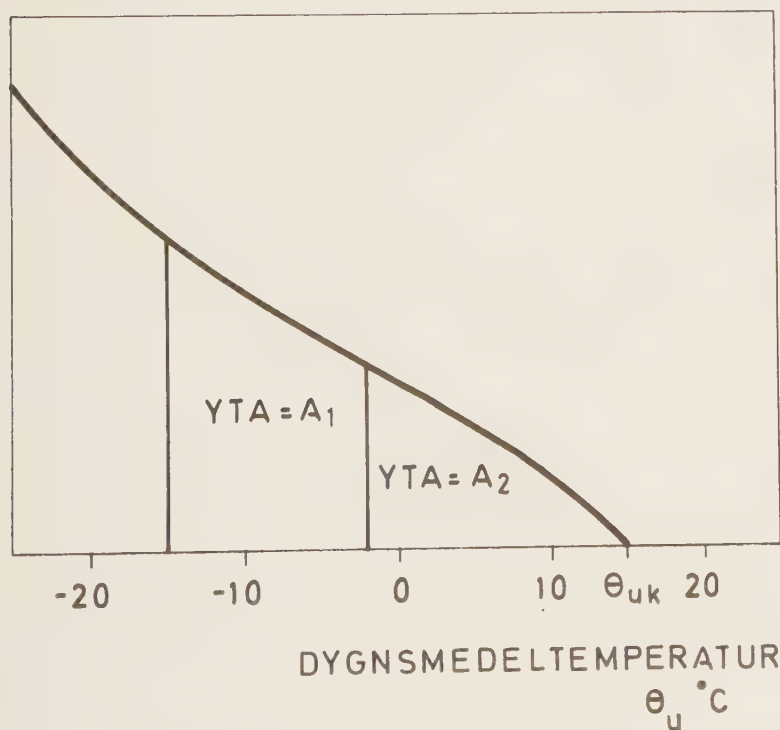


FIG 3.7. Kondensationsintensitet som funktion av dygnsmedeltemperaturen.

Barcs (1965) diskuterar konstruktioners fukttröghet och föreslår att kondensationsperiodens nominella längd skall förkortas med en insvängningstid, se FIG 3.8. Under denna tid skulle förhållandena i byggnads-

delar hinna ställa om sig till kondensation. Den verkliga kondensperioden skulle alltså bli:

$$t'_k = t_k - t_i \quad (3.16)$$

där t'_k = verklig kondensperiod

t_k = beräknad, nominell kondensperiod

t_i = insvägningsperiod

DYGNSMEDELTEMPERATUR

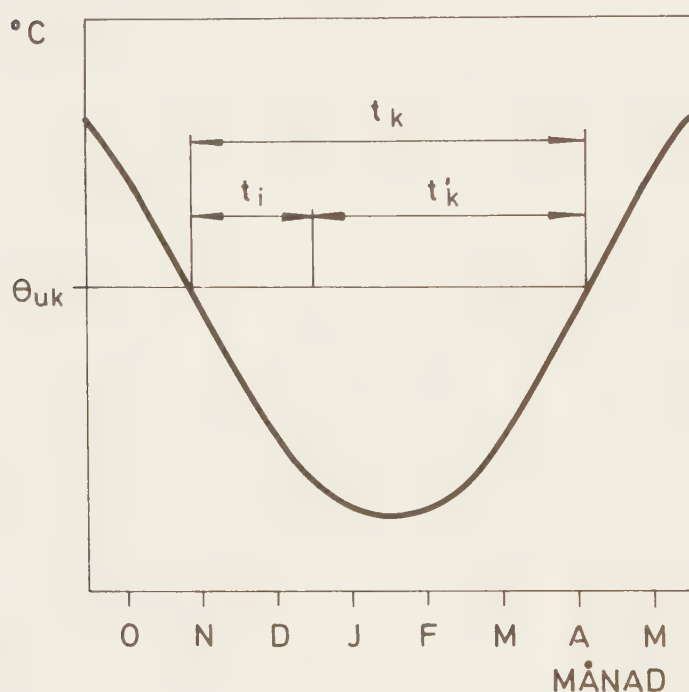


FIG 3.8. Dygnsmedeltemperaturen som funktion av tiden. Den nominella kondensperioden (t_k) förkortas med en insvägningsperiod (t_i).

Insvägningsperiodens längd måste emellertid bli rena gissningen, såvida den inte bestäms genom beräkningar av det icke stationära fallet eller genom försök.

Ovan nämnda metoder är bara några exempel på alla de metoder som i allt väsentligt stöder sig på Glasers ursprungliga teorier. Flera exempel är Cammerer (1962a, 1962b), Caemmerer (1968), Seiffert (1967), Tezcan (1970) och Wagner (1967). Man kan lägga märke till att efterföljarna till Glaser ibland har lämnat de förutsättningar som ursprungligen angavs och kommit att betrakta metoden som en universalmetod för beräkning av kon-

struktioners fuktbalans.

Generellt kan sägas att metoder av den här typen är ganska grova och resultaten måste bedömas med mycket stor försiktighet. De allvarligaste invändningarna är:

1. Materialen förutsättes vara icke-hygroskopiska, dvs en liten höjning av fukthalten antas genast medföra en höjning av relativa fuktigheten till 100 %. Vissa lätta oorganiska material, som t ex mineralull och cellplast kan anses uppfylla detta villkor.
2. Hela fukttransporten antas beskriven genom sambandet

$$g = k_d \cdot \frac{dp}{dx} \quad (3.1)$$

Man tar alltså inte hänsyn till fukttransport som kapillärsugning eller fuktkonvektion. Diffusionstalet antas konstant. I praktiken varierar k_d med fukthalt, temperaturnivå och temperaturgradient.

3. Temperaturkurvan genom ett materialskikt antas rätlinjig, dvs värmeledningstalet är konstant och värmekällor saknas. I praktiken varierar värmeledningstalet med fukthalten och vid kondensation och avdunstning frigöres resp bindes värme.
4. Randvillkoren uppskattas mycket grovt och antas konstanta över långa perioder. Utetemperaturen anges utan hänsyn till inverkan av solstrålning. Relativa fuktigheten inne antas inte påverkas av årstiden.

3.2 METODER SOM TAR HÄNSYN TILL MATERIALENS FUKTKAPACITET

De beräkningsmetoder som behandlas i kap 3.1 förutsätter alla att materialen saknar fuktkapacitet, dvs att materialen är icke-hygroskopiska eller näst intill icke-hygroskopiska. Detta innebär att ånghalts- och fukthaltsskurvan omedelbart intar ett nytt jämviktsläge vid en språngvis ändring av randvillkoren.

I ett hygroskopiskt material däremot kommer förhållandena endast långsamt att svänga in mot ett nytt jämviktsläge, och innan detta har nåtts, har normalt randvillkoren ändrats igen.

För att fullständigt beräkna det icke-stationära fallet, måste en differentialekvation av typ (2.14) användas

$$\frac{\partial w}{\partial t} = \frac{\partial}{\partial x} \left(K \cdot \frac{\partial \Psi}{\partial x} \right) \quad (2.14)$$

där w = fukthalt

t = tid

K = transportkoefficient

Ψ = fuktpotential

Genom att skriva om EKV (2.14) på olika sätt kan samband erhållas som är mer lämpade för matematisk behandling än (2.14), jfr kap 2.

Vid isoterma förhållanden, $w = w(c)$, gäller

$$\frac{\partial w}{\partial t} = \frac{dw}{dc} \cdot \frac{\partial c}{\partial t} = e_c \cdot \frac{\partial c}{\partial t} \quad (3.17)$$

och med $\Psi = \Psi(c)$ blir

$$K \cdot \frac{\partial \Psi}{\partial x} = K_2 \frac{\partial c}{\partial x} \quad (3.18)$$

varvid (2.14) övergår i

$$e_c \cdot \frac{\partial c}{\partial t} = \frac{\partial}{\partial x} \left(K_2 \cdot \frac{\partial c}{\partial x} \right) \quad (3.19)$$

e_c och K_2 kan under vissa förhållanden antas konstanta. Eftersom

$$e_c = \frac{dw}{d\phi} \cdot \frac{1}{c_s}$$

kan detta emellertid endast gälla om fuktisotermen kan approximeras med en rät linje och om temperaturen är konstant.

EKV (3.19) skulle då få formen

$$\frac{\partial c}{\partial t} = \frac{K_2}{e_c} \cdot \frac{\partial^2 c}{\partial x^2} \quad (3.20)$$

och är i så fall helt analog med allmänna värmeledningsekvationen i en dimension.

Om $\Psi = \Psi(w)$ erhålles

$$K \cdot \frac{\partial \Psi}{\partial x} = K \cdot \frac{d\Psi}{dw} \cdot \frac{\partial w}{\partial x} = \frac{K}{e} \cdot \frac{\partial w}{\partial x} = K_3 \cdot \frac{\partial w}{\partial x} \quad (3.21)$$

och EKV (2.14) kan skrivas

$$\frac{\partial w}{\partial t} = \frac{\partial}{\partial x} (K_3 \cdot \frac{\partial w}{\partial x}) \quad (3.22)$$

Med $K_3 = \text{konst}$ erhålles

$$\frac{\partial w}{\partial t} = K_3 \cdot \frac{\partial^2 w}{\partial x^2} \quad (3.23)$$

dvs en ekvation av samma typ som (3.20).

Ett samband av typen (3.23) har behandlats och vidareutvecklats av Pihlajavaara (1963, 1965a, 1965b) och använts för att beräkna uttorkning av betong under isoterma förhållanden och konstanta randvillkor.

Genom att införa en dimensionslös fuktpotential

$$u = \frac{w - w_e}{w_o - w_e} \quad 0 \leq u \leq 1 \quad (3.24)$$

där w = aktuell fukthalt

w_e = fukthalt i jämviktstillstånd, $t = \infty$

w_o = fukthalt i begynnelseläget, $t = 0$

en dimensionslös längd

$$z = \frac{x}{d}$$

där x = längdkoordinat

d = karakteristisk längd (= skiktjockleken vid ensidig uttorkning)

och Fouriertalet

$$Fo = \frac{K_3 \cdot t}{d^2}$$

överförs EKV (3.23) till dimensionslös form

$$\frac{\partial u}{\partial Fo} = \frac{\partial^2 u}{\partial z^2} \quad (3.25)$$

Med begynnelsevillkoret

$$u = 1 \quad \text{för} \quad t = 0$$

och randvillkoret

$$u = 0 \quad \text{vid ytan}$$

är lösningen av EKV (3.25) välkänd, se FIG 3.9 och 3.10.

Även för vissa andra randvillkor och för Fouriertal som varierar med fukthalten finns lösningar. Se även t ex Bergström & Wastesson (1954) och Bazant & Najjar (1972).

Såväl Pihlajavaaras lösningsmetod, EKV (3.25) som EKV (3.20) förutsätter isoterma förhållanden. Vos (1967) har arbetat med en annan kvasistationär modell med en konstant temperaturgradient och i övrigt konstanta randvillkor. Med dessa förutsättningar har han studerat fukthaltens variation i tiden från ett begynnelseläge till ett jämviktsläge. Modellen kan vara tillämplig för vissa konstruktioner vid t ex kyl- och frysrum.

För att beskriva fukttransporten använder Vos sambandet enligt EKV (2.5)

$$g = - (K_2 \cdot \text{grad } c + K_3 \cdot \text{grad } w) \quad (2.5)$$

FUKTPOTENTIAL

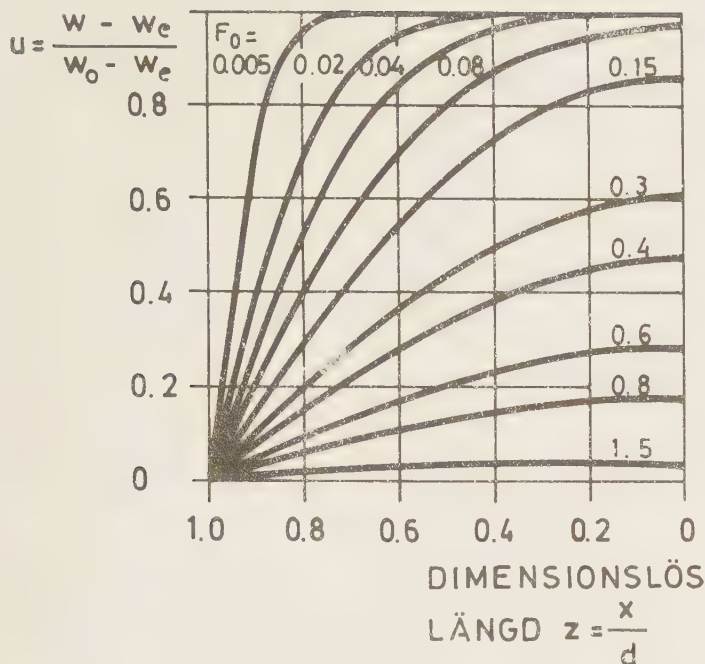


FIG 3.9. Fuktfördelning vid olika tidpunkter i platta med oändlig utsträckning som funktion av Fouriertalet, F_0 . Figuren gäller ensidig uttorkning med platttjocklek d eller tvåsidig med platttjocklek $2d$. Vid $z = 0$ är $\partial u / \partial z = 0$.

MEDELFUKTPOTENTIAL

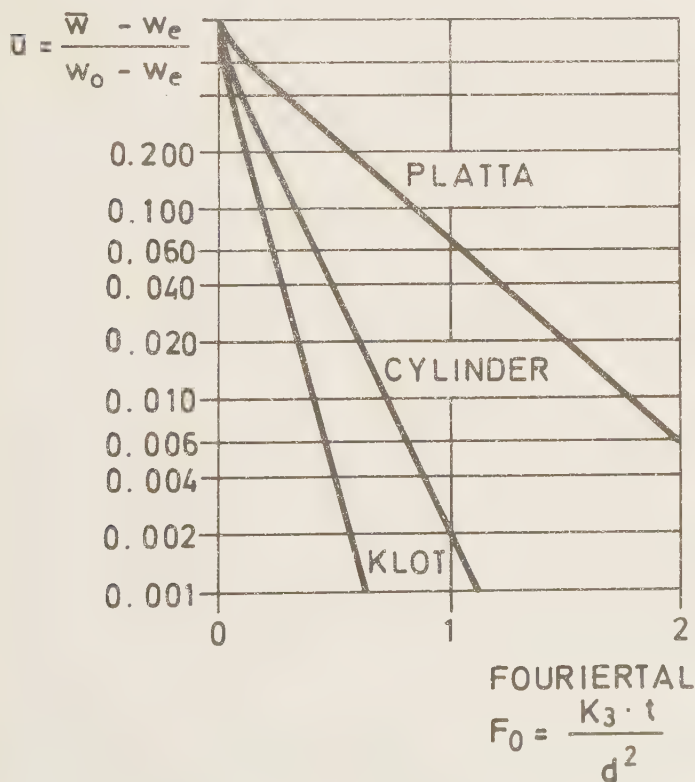


FIG 3.10. Medelfukttinnehåll vid olika tidpunkter i platta med oändlig utsträckning, oändligt lång cylinder och klot som funktion av Fouriertalet, F_0 . d är karakteristisk tjocklek: halv platttjocklek vid tvåsidig uttorkning eller radie i cylinder resp klot.

Man kan alltså tänka sig den totala fukttransporten uppdelad i två delförlopp: ångtransport med ånghalten som drivkraft och vätsketransport med fukthalten som drivkraft. Vidare införs begreppet "kritisk fukthalt", w_k .

För de delar av ett material som har en fukthalt lägre än den kritiska antas ingen transport i vätskefas äga rum. Den eventuella kapillärsugning som kan förekomma, anses vara inräknad i diffusionen. För fukthalter större än w_k antas K_3 vara konstant.

$$\begin{aligned} w \leq w_k & : K_3 = 0 \\ w > w_k & : K_3 = \text{konst} \end{aligned} \quad (3.26)$$

Diffusionstalet, K_2 antas konstant oberoende av temperatur och fukthalt.

Med dessa förutsättningar studeras en konstruktion av ett homogent, hygroskopiskt material. Över konstruktionen ligger en konstant temperaturgradient och på kalla sidan finns ett ångtätt skikt. Konstruktionen antas från början vara helt torr. Ånghalten på varma sidan är c_i . Begynnelseläget är alltså det i FIG 3.11 visade.

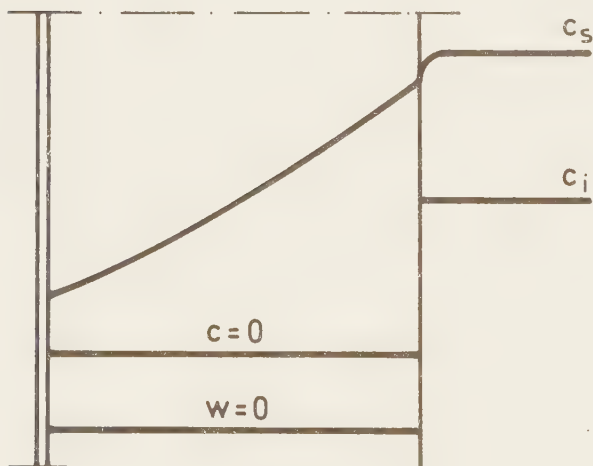


FIG 3.11. Homogen konstruktion med ångtätt skikt på kalla sidan. Begynnelseläge.

Vid innerytan är nu ånghaltsgradienten mycket stor och fukt kommer att snabbt diffundera in i materialet. Därvid kommer fukthalten i ytan att stiga. Efter en tid har läge I i FIG 3.12 uppnåtts. Fukthaltsfältet

kommer nu att succesivt byggas upp i konstruktionen allteftersom fukten genom diffusion transporteras in. Observera att sambandet $w = f(\phi) = f(c/c_s)$ hela tiden måste vara uppfyllt i varje del av materialet. Detta faktum - att en stor mängd fukt måste transporteras in i materialet eller ut ur materialet eller kanske bara omfördelas innan jämvikt uppnås efter en ändring av randvillkoren - är förklaringen till de hygroskopiska materialens fukttröghet.

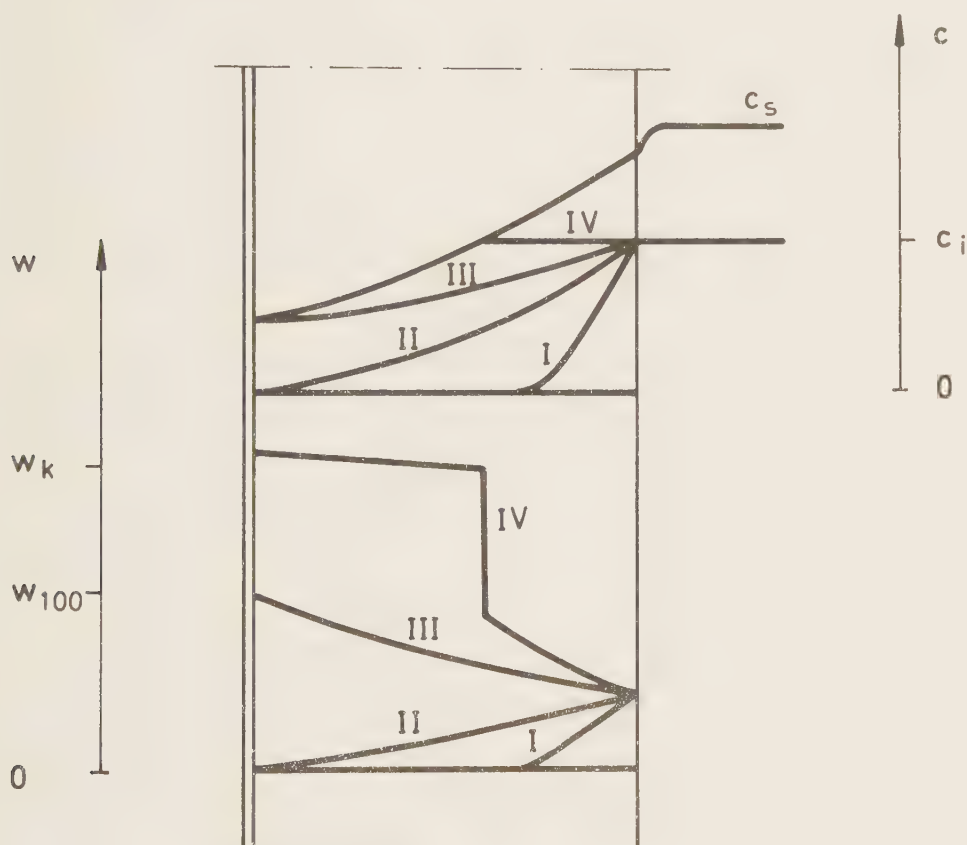


FIG 3.12. Homogen konstruktion med ångtätt skikt på kalla sidan. Utveckling av ånghalts- och fukthaltsskurvorna fram till ett jämviktsläge.

Läge II och III visar hur förloppet utvecklas, FIG 3.12. I läge III uppnås den maximala hygroskopiska fukthalten w_{100} . RF under tätskiktet är 100 % och kondensation i vanlig mening börjar.

Ånghaltsskurvan enligt läge III kommer nu att ligga kvar en tid medan fukthalten stiger under tätskiktet. Ånghaltsgradienten är fortfarande sådan att vattenånga diffunderar in i konstruktionen även om den succesivt har minskat. När fukthalten under tätskiktet har stigit till och överskrider den kritiska börjar en kapillär återsugning. En fuktfront

med fukthalten w_k vandrar mot den varma sidan. Jämviktsläget är uppnått, när ånghaltsgradienten har sjunkit till 0, läge IV.

I jämviktsläget har ångdiffusionen på varma sidan om fuktfronten upphört. På kalla sidan är $c = c_s$ och här diffunderar fukt mot kalla sidan för att sedan transporteras tillbaka mot varma sidan genom kapillärsugning.

Beräkningar och gjorda försök visar att läge II och IV uppnås efter tider av storleksordningen månader resp år.

Det bör påpekas att kurvorna i FIG 3.12 har erhållits genom att strikt tillämpa de förutsättningar som Vos angivit i sin beräkningsmodell. I praktiken blir kurvorna mera avrundade och gränserna mindre skarpa.

Eftersom modellen är så enkel, kan emellertid hela förloppet lätt konstueras på ett logiskt sätt och man får en mycket god uppfattning om vad som händer - åtminstone kvalitativt sett. Dessutom har försök visat att överensstämmelsen mellan mätta värden och värden beräknade med hjälp av denna modell är förvånansvärt god.

Vos (1971) har även behandlat fuktförloppen i flacka tak under icke-stationära förhållanden. Han visar att fuktfrontens variation under året är mycket ringa i takkonstruktioner av typ gasbetong. Jämviktsläget efter byggfuktens uttorkning kan alltså ganska väl beräknas med hjälp av årsmedelvärden för randvillkoren. Att finna korrekta medelvärden kan emellertid vara besvärligt.

Även Chlusov (1958) har behandlat gasbetongtak. Han har utgått från EKV (3.19) och för hand löst denna med en enkel framåtdifferensmetod. Koefficienten K_2 har antagits konstant medan e_c bestämts för varje beräkningssteg med hjälp av temperaturfördelningen och sorptionskurvan.

van der Kooi (1971) har gjort beräkningar av fuktförhållandena i gasbetongtak. Han arbetar med en beräkningsmodell av typ EKV (2.6).

$$g = - (K_3 \text{ grad } w + K_4 \text{ grad } \theta) \quad (2.6)$$

varvid man för icke-stationära förhållanden i en dimension erhåller

$$\frac{\partial w}{\partial t} = \frac{\partial}{\partial x} \left(K_3 \frac{\partial w}{\partial x} + K_4 \frac{\partial \theta}{\partial x} \right) \quad (3.27)$$

EKV (3.27) löses på dator med en framåtdifferensmetod. Värden på K_3 och K_4 som funktion av fukthalten har van der Kooi bestämt genom olika laboratorieexperiment. Medelfukthalten i gasbetongtak under uppfuktning resp uttorkning vid konstanta randvillkor har mätts i laboratoriet och jämförts med motsvarande värden beräknade på dator. Efter vissa justeringar av koefficienterna K_3 och K_4 (se FIG 3.13) blev överensstämmelsen god.

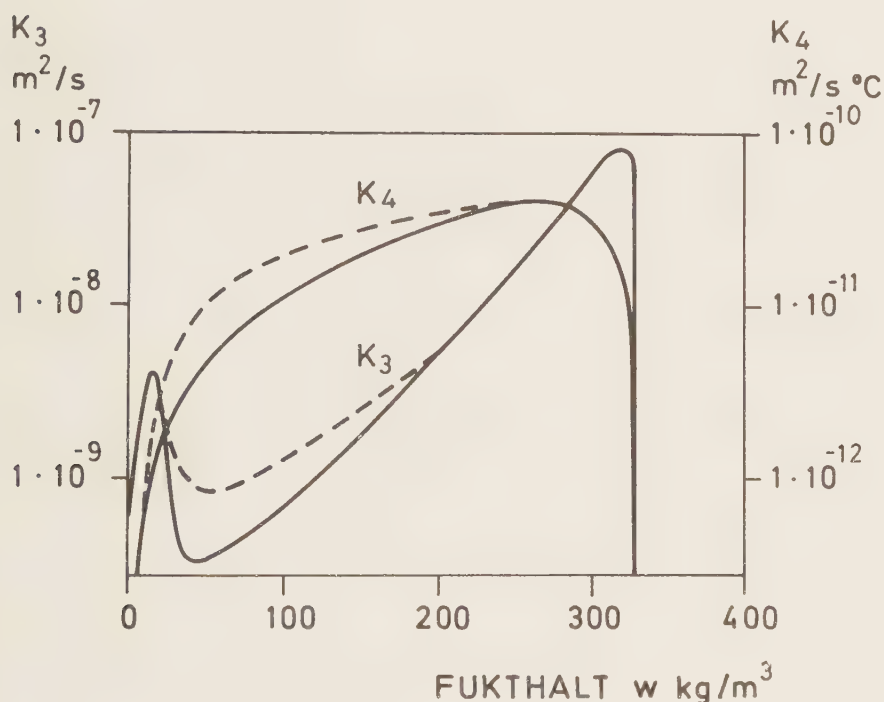


FIG 3.13. Koefficienterna K_3 och K_4 i van der Koois beräkningsmodell.

— värden använda vid datorberäkningarna
 - - - experimentellt funna värden.

Med samma materialkoefficienter har ett antal gasbetongtak vid olika klimatbetingelser beräknats (van der Kooi & Knorr, 1970).

I Sverige gjorde Hansson (1958) vissa datorberäkningar. Han har därvid använt EKV (2.4) för att beskriva fukttransporten

$$g = - (K_1 \text{ grad } p + K_3 \text{ grad } w) \quad (2.4)$$

Han har vidare antagit att K_1 och K_3 är konstanter och erhåller då för

det icke stationära fallet i en dimension

$$\frac{\partial w}{\partial t} = K_1 \frac{\partial^2 p}{\partial x^2} + K_3 \frac{\partial^2 w}{\partial x^2} \quad (3.28)$$

Datorernas ofullkomlighet vid tiden för Hanssons arbete gjorde att endast ett fåtal exempel blev beräknade.

3.3 EGNA BERÄKNINGSMETODER

De fuktberäkningar med hjälp av dator som redovisas i denna rapport har, såvitt annat ej angivits, gjorts med följande förutsättningar.

3.3.1 Randvillkor

Aktuella klimatvariabler, c_i , c_u och ev slagregn har bestämts enligt metoder som anges i kap 5.

3.3.2 Fuktövergångstal

Fuktövergångstalet på insidan β_i har erhållits ur EKV (2.23) genom insättning av $\alpha_{ik} = 2,7$ (medelvärde för invändiga ytor).

$$\beta_i = \frac{2,7}{1,06 \cdot 10^3} = 2,5 \cdot 10^{-3} \quad (3.29)$$

Med hjälp av EKV (2.24) och $\alpha_{uk} = 12$ (gäller vid medelvindhastigheten 2 à 3 m/s) erhålles

$$\beta_u = \frac{12}{1,24 \cdot 10^3} = 10 \cdot 10^{-3} \quad (3.30)$$

3.3.3 Materialkarakteristika

De materialdata som använts vid beräkningarna redovisas i samband med resp beräkning.

3.3.4 Mättnadsånghalt

För att ange sambandet mellan temperatur och mättnadsånghalt har EKV (2.26) använts.

3.3.5 Ekvationer för fukttransport

Beräkningsmodell I:

Fuktflödet beskrivs med hjälp av EKV (2.5)

$$g = - (K_2 \text{ grad } c + K_3 \text{ grad } w) \quad (2.5)$$

För det icke-stationära fallet i en dimension fås då

$$\frac{\partial w}{\partial t} = \frac{\partial}{\partial x} \left(K_2 \frac{\partial c}{\partial x} + K_3 \frac{\partial w}{\partial x} \right) \quad (3.31)$$

Koefficienterna K_2 och K_3 kallas i dagligt tal diffusionstal och kapillärledningstal och brukar ofta betecknas med δ resp k .

Den främsta anledningen till att denna modell har använts är att den på ett naturligt sätt anknyter till fuktens transport i ång- och vätskefas. Eftersom modellen är gammal och många provningsmetoder är anpassade till den finns också materialdata i viss utsträckning tillgängliga. Orsaken till att ånghalt i stället för ångtryck användes är dels att det underlättar kombinationer med beräkningar av fuktkonvektion, dels att randvillkoren helst uttrycks med hjälp av bl a ånghalt (jfr kap 5) och dels att man får en viss likformighet i beräkningarna om c och w har samma enhet (kg/m^3).

En avsevärd fördel med denna modell är att man tar hänsyn till huvuddelen av temperaturinverkan genom att hela tiden bestämma c som en funktion av bl a temperaturen

$$c(\theta, w) = \phi(w) \cdot c_s(\theta) \quad (3.32)$$

De beräkningsmodeller som saknar ånghalten som potential måste beskriva ångtransporten genom omskrivningar

$$K_2 \text{ grad } c = K_2 \left(c_s \cdot \frac{d\phi}{dw} \text{ grad } w + \phi \frac{dc_s}{d\theta} \cdot \text{grad } \theta \right) \quad (3.33)$$

Detta kan bl a medföra mycket komplicerade uttryck för koefficienterna, se t ex FIG 3.13.

En avsevärd nackdel med EKV (3.31) är att koefficienterna K_2 och K_3 kan vara svåra att bestämma eftersom det i praktiken är besvärligt att särskilja transport i ång- resp vätskefas. Vidare kan EKV (3.31) vara olämplig för konstruktioner med flera olika materialskikt, eftersom behandlingen av skiktgränsen blir komplicerad med två potentialer för fukttransport. För att beräkna fukttransporten över en skiktgräns måste man i det allmänna fallet just i gränsskikten övergå till en enda potential (t ex suction). Denna övergång behöver emellertid inte göras i de fall

då den ena potentialen (c eller w) kan försummas på någon sida av skiktgränsen. I många konstruktioner är detta fallet, t ex då $k = 0$ i det ena materialet.

De materialkaraktistika som erfordras för lösning av EKV (3.31) är värden på K_2 och K_3 samt ett samband mellan c och w. Sambandet mellan c och w erhålles genom sorptionskurvan. Denna måste ibland approximeras med rätta linjer för ekvationslösningens skull, jfr kap 4.

Värdet på K_2 (diffusionstalet) ökar med ökad fukthalt inom det hygroskopiska området. K_3 (kapillärledningstalet) antas vara mycket lågt vid låga fukthalter för att stiga till ett högt konstant värde i en övergångszon vid den kritiska fukthalten, se t ex FIG 6.1. Vid temperaturer $< 0^\circ\text{C}$ är $K_3 = 0$.

Beräkningsmodell I har använts vid huvuddelen av beräkningarna.

Beräkningsmodell II:

Fuktflödet beskrivs med hjälp av EKV (2.10)

$$g = - (K_2 \text{ grad } c + K_3 \text{ grad } w + K_4 \text{ grad } \theta) \quad (2.10)$$

som för det icke-stationära fallet i en dimension övergår i

$$\frac{\partial w}{\partial t} = \frac{\partial}{\partial x} (K_2 \frac{\partial c}{\partial x} + K_3 \frac{\partial w}{\partial x} + K_4 \frac{\partial \theta}{\partial x}) \quad (3.34)$$

Denna beräkningsmodell skiljer sig från föregående endast genom att termen $K_4 \cdot \partial\theta/\partial x$ adderats. Eftersom kunskapen om värdet på K_4 är både knapphändig och motsägelsefull har endast ett fåtal beräkningar gjorts med denna modell.

Beräkningsmodell III:

Fuktflödet beskrivs med hjälp av EKV (2.12)

$$g = - (K_4 \text{ grad } \theta + K_5 \text{ grad } p_w) \quad (2.12)$$

För det icke-stationära fallet i en dimension erhålles

$$\frac{\partial w}{\partial t} = \frac{\partial}{\partial x} \left(K_4 \frac{\partial \theta}{\partial x} + K_5 \frac{\partial p_w}{\partial x} \right) \quad (3.35)$$

Koefficienten K_5 , som brukar betecknas med k , har enheten s och brukar kallas fuktledningstal. Koefficienten K_4 med enheten $\text{kg/m} \cdot s \cdot ^\circ\text{C}$ är uppbyggd enligt

$$K_4 = \gamma \cdot k \quad (3.36)$$

Denna beräkningsmodell har behandlats av bl a Bomberg (1971-72). Fördelarna med modellen är att den arbetar med en enda fuktpotential och en konduktivitet för att beskriva fukttransport i både ång- och vätskefas, samt att erforderliga materialdata ganska enkelt kan bestämmas.

De materialkaraktäristika som erfordras för lösning av EKV (3.35) är värden på $p_w = f(w)$, $k = f(w)$ och $\gamma = f(w)$. Alla tre sambandet approximeras bäst med räta linjer i ett dubbellogaritmiskt diagram, FIG 3.14 och 3.15. Varje rät linje representerar då ett samband av typen

$$p_w = A \cdot w^B \quad (3.37)$$

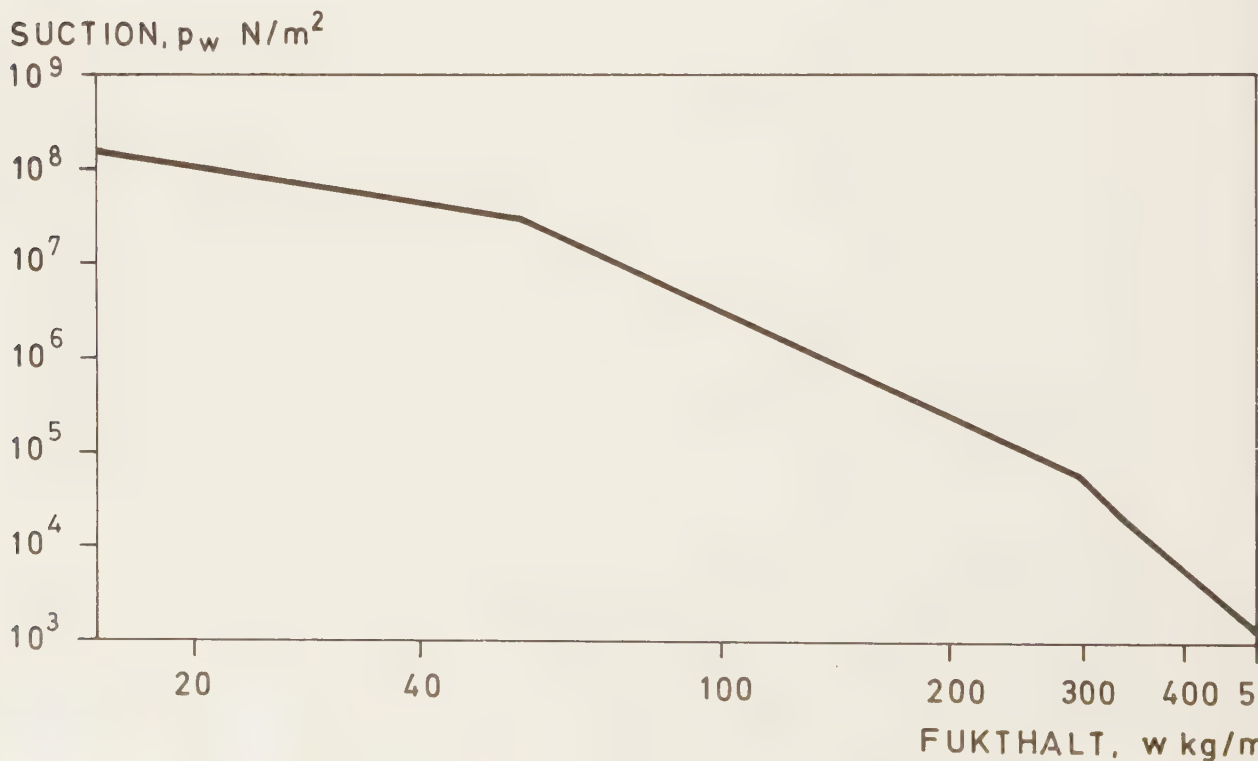


FIG 3.14. Suctionkurva för gasbetong. Desorption.

Eftersom transporten av fukt - så som suction är definierat - går från partier med lågt värde på p_w till partier med högt värde, blir mätetalen för koefficienterna k och γ negativa.

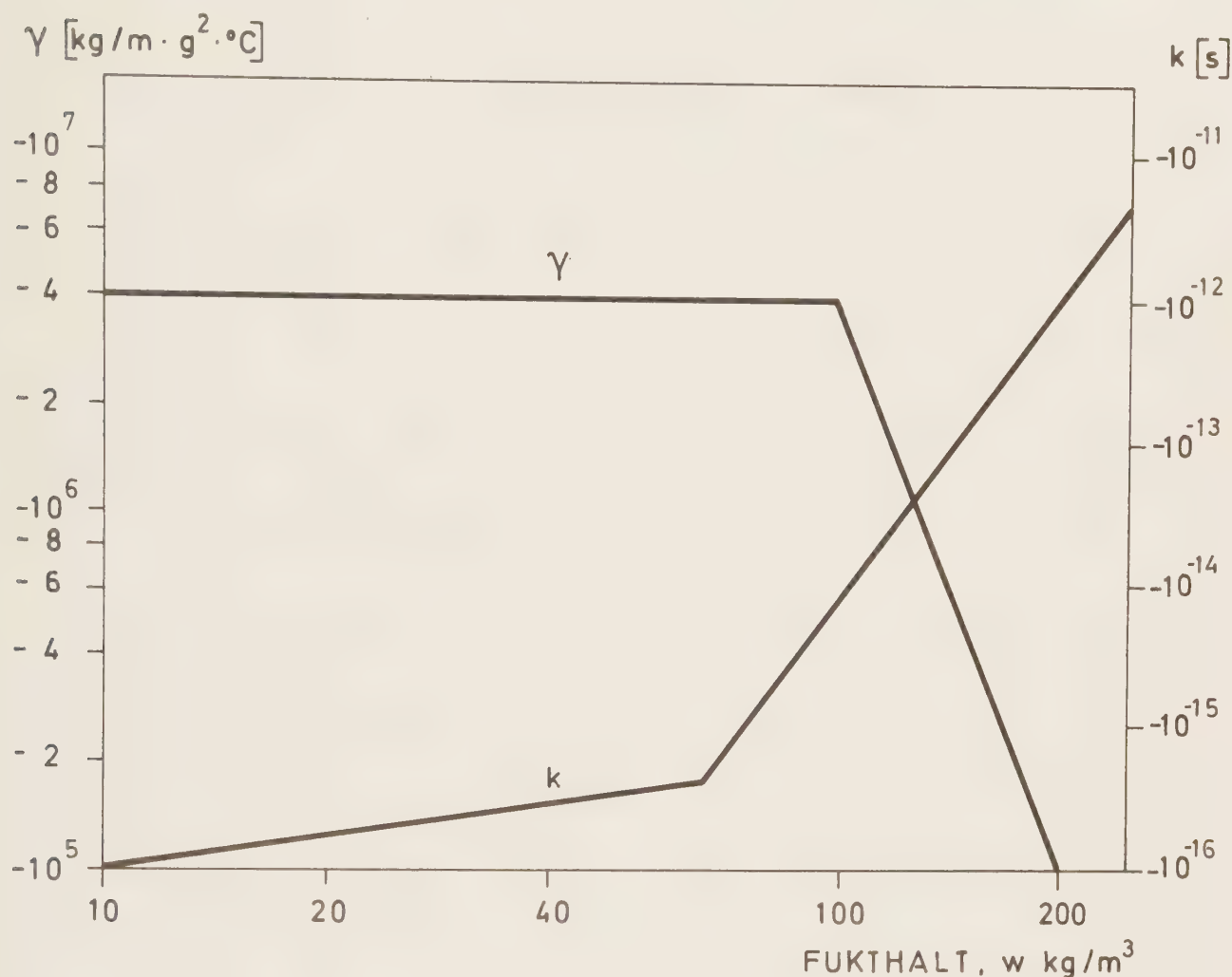


FIG 3.15. γ och k som funktion av fukthalten för gasbetong.

Hysteresiseffekter gör att suctionkurvan har en gren för absorption och en för desorption och val av kurva bör göras med hänsyn till vilket syftet med beräkningen är.

Fuktövergången till luften vid ett materials yta erhålles med hjälp av EKV (2.19)

$$g = \beta(c_{iy} - c_i) \quad (2.19)$$

Värdet på c_{iy} , som är ånghalten i materialets yta beräknas enligt

1. p_w i ytan beräknas med hjälp av den kända fukthalten och suctionkurvan.
2. Relativa fuktigheten i ytan bestäms genom sambandet mellan ϕ och p_w .

$$p_w = - \rho RT \ln \phi \quad (3.38)$$

där ρ = vattens densitet

R = vattenångans gaskonstant

T = absoluta temperaturen

3. c_{iy} bestäms med hjälp av ϕ och mättnadsånghalten i ytan c_s :

$$c_{iy} = \phi \cdot c_s$$

Denna beräkningsmodell är ännu tämligen oprövad i byggnadstekniska sammanhang och få materialkaraktistika är bestämda. Här angivna data är hämtade ur van der Kooi (1971) och Bomberg (1971-72). Se vidare kap 6.

Rent allmänt kan sägas att några större principiella skillnader mellan olika modeller för fukttransport ej existerar. De ingående storheterna kan alla på olika sätt uttryckas i varandra, se FIG 3.16, och valet av beräkningsmodell bör i första hand göras så att ingående materialegenskaper blir lätta att uttrycka och bestämma. Det är t ex en fördel från beräkningssynpunkt om koefficienternas variation med fukthalten inte är alltför brant. Vidare är det önskvärt att mätetalet för koefficienterna inte varierar alltför många tio-potenser eftersom logaritmiska skalor då ofta blir nödvändiga.

En ytterligare synpunkt på valet av beräkningsmodell är möjligheten att ta hänsyn till hysteresiseffekter. I beräkningsmodell III kan dessa effekter behandlas inom hela fukthaltsområdet. I beräkningsmodell I kan man ta hänsyn till hysteresis inom det hygroskopiska området medan man i beräkningsmodeller som bygger på EKV (2.6) helt måste bortse från detta problem.

	p	c	w	ρ	p _w
p		p=c · R · T	p=φ(w) · p _s	p=φ · p _s (θ)	$p=p_s \cdot e^{-\frac{p_w}{\rho R T}}$ p=p _s · φ (w(p _w))
c	c= $\frac{p}{RT}$		c=φ(w) · c _s	c=φ · c _s (θ)	$c=c_s \cdot e^{-\frac{p_w}{\rho R T}}$ c=c _s · φ (w(p _w))
w	w=w(φ)= =w($\frac{p}{p_s}$)	w=w(φ)= =w($\frac{c}{c_s}$)		w=w(φ)= =w($\frac{c}{c_s(\theta)}$)	w=w(p _w); w=w(φ)= =w($e^{-p_w/\rho R T}$)
θ	EJ INTRESSANTA SAMBAND				
p _w	p _w = =-ρ RTln $\frac{p}{p_s}$	p _w = =-ρ RTln $\frac{c}{c_s}$	p _w = =-ρ RTln φ(w); p _w =p _w (w)	p _w = =-ρ RTln $\frac{c}{c_s(\theta)}$	

FIG 3.16. Samband mellan olika storheter ingående i modeller för fukttransport. Uttrycket $p_w = - \rho RT \ln \phi$ gäller endast inom det hygroskopiska området.

- p

=

ångtryck

(N/m²)
- c

=

ånghalt

(kg/m³)
- w

=

fukthalt

(kg/m³)
- θ

=

temperatur

(°C)
- p_w

=

suction

(N/m²)
- R

=

vattenångans gaskonstant

(461 Nm/kgK)
- ρ

=

vattnets densitet

(kg/m³)
- T

=

absoluta temperaturen

(K)
- p_s(θ)

=

mättnadsångtrycket som funktion av temperaturen

(N/m²)
- c_s(θ)

=

mättnadsånghalten som funktion av temperaturen

(kg/m³)
- w(φ)

=

fukthalten som funktion av relativa fuktigheten (sorptionskurvan)

(kg/m³)
- φ(w)

=

inversa funktionen till w(φ)

(-)
- p_w(w)

=

suction som funktion av fukthalten (suctionskurvan)

(N/m²)
- w(p_w)

=

inversa funktionen till p_w(w)

(kg/m³)

4 LÖSNING AV DIFFERENTIALEKVATIONERNA

De differentialekvationer som måste lösas vid beräkning av temperaturer och fukthalter är av parabolisk typ. Som exempel väljer vi att behandla allmänna värmeledningsekvationen i en dimension

$$\frac{\partial \theta}{\partial t} = a \frac{\partial^2 \theta}{\partial x^2} \quad (4.1)$$

där θ = temperatur $(^{\circ}\text{C})$
 t = tid (s)
 a = temperaturledningstal (m^2/s)
 x = koordinat i flödesriktning (m)

Eftersom randvillkoren är mycket komplicerade och värdet på a kan variera är en analytisk lösning så gott som otänkbar. Man är i stället hänvisad till numeriska lösningar på dator. För att lösa ekvationen numeriskt, delas materialet in i små skikt Δx och tiden i små intervall Δt :

$$x = j \cdot \Delta x \quad j = 0, 1, 2, \dots, J$$

$$t = n \cdot \Delta t \quad n = 0, 1, 2, \dots$$

$\partial \theta / \partial t$ kan approximeras på flera sätt, oftast med en framåtdifferens, dvs derivatan i skikt j vid tidpunkten $n \cdot \Delta t$ beskrivs med hjälp av temperaturerna vid $n \cdot \Delta t$ och $(n + 1) \cdot \Delta t$.

$$\frac{\partial \theta}{\partial t} \approx \frac{\theta_j^{n+1} - \theta_j^n}{\Delta t} \quad (4.2)$$

Derivatan $\partial^2 \theta / \partial x^2$ approximeras enklast med centraldifferenser, vilket innebär att derivatan i $j \cdot \Delta x$ vid tiden $n \cdot \Delta t$ beskrivs av punkter symmetriskt belägna omkring $j \cdot \Delta x$.

$$\frac{\partial^2 \theta}{\partial x^2} \approx \frac{\theta_{j-1}^n + \theta_{j+1}^n - 2\theta_j^n}{(\Delta x)^2} \quad (4.3)$$

Med dessa förenklingar övergår (4.1) i differensekvationen

$$\frac{\theta_j^{n+1} - \theta_j^n}{\Delta t} = a \frac{\theta_{j-1}^n + \theta_{j+1}^n - 2\theta_j^n}{(\Delta x)^2} \quad (4.4)$$

Denna ekvation kallas i rapporten "enkel framåtdifferensmetod". Det är en explicit lösning, vilket innebär att temperaturen vid tidpunkten $(n + 1) \cdot \Delta t$ kan lösas ur (den kända) temperaturen vid tiden $n \cdot \Delta t$

i varje skikt för sig. Fördelen med denna lösning är att den blir enkel och lättöverskådlig. Nackdelen är att konvergensvillkoret är strängt

$$\frac{a \Delta t}{(\Delta x)^2} \leq \frac{1}{2} \quad (4.5)$$

För att uppfylla konvergensvillkoret måste ofta tidsintervallen göras mycket korta, vilket medför ett omfattande räknearbete.

Vid lösningen av differentialekvationerna har även använts en implicit metod ofta kallad Crank-Nicolsons metod

$$\frac{\theta_j^{n+1} - \theta_j^n}{\Delta t} = a \cdot \frac{1}{2} \left(\frac{\theta_{j-1}^n + \theta_{j+1}^n - 2\theta_j^n}{(\Delta x)^2} + \frac{\theta_{j-1}^{n+1} + \theta_{j+1}^{n+1} - 2\theta_j^{n+1}}{(\Delta x)^2} \right) \quad (4.6)$$

Ekvationens vänstra led är oförändrat medan högra ledet utgör medelvärde av $\partial^2 \theta / \partial x^2$ vid tidpunkterna $n \cdot \Delta t$ och $(n + 1) \cdot \Delta t$. Därmed ingår alltså flera av de sökta temperaturerna även i högra ledet. Alla ekvationerna måste därför lösas samtidigt i ett ekvationssystem med $(J + 1)$ ekvationer. De obekanta är temperaturerna i de $(J + 1)$ skikten.

$$\begin{aligned} b_0 \theta_0 + c_0 \theta_1 + 0 + \dots &= d_0 \\ a_1 \theta_0 + b_1 \theta_1 + c_1 \theta_2 + \dots &= d_1 \\ 0 + a_2 \theta_1 + b_2 \theta_2 + c_2 \theta_3 + \dots &= d_2 \\ &\dots \dots \dots \\ 0 + \dots \dots \dots 0 + a_J \theta_{J-1} + b_J \theta_J &= d_J \end{aligned} \quad (4.7)$$

Ekvationssystemet elimineras och löses med hjälp av rekursionsformler enligt en metod som brukar kallas Gaussisk elimination (se t ex Forsythe & Wasow, 1960). Observera att ekvationssystemet består av linjära ekvationer. Om icke-linjära ekvationer ingår, måste någon typ av iterationsförfarande användas vid lösningen.

Crank-Nicolsons metod brukar i litteraturen anges som ovillkorligt konvergent. Vid beräkningarna har förekommit vissa svängningar men jämfört med den enkla framåtdifferensmetoden har Crank-Nicolsons metod dock givit möjlighet att använda 2 à 3 gånger så långa tidssteg.

Vid behandlingen av EKV (4.1) har hittills förutsatts att a är en konstant. I praktiken kan emellertid a variera med t ex fukthalten och därför också med x , varvid EKV (4.1) måste skrivas

$$\rho \cdot c_p(x) \frac{\partial \theta}{\partial t} = \frac{\partial}{\partial x} \left(\lambda(x) \frac{\partial \theta}{\partial x} \right) \quad (4.8)$$

där λ = värmeledningstalet ($\text{W/m} \cdot ^\circ\text{C}$)

ρ = materialets densitet (kg/m^3)

c_p = specifika värmets ($\text{J/kg} \cdot ^\circ\text{C}$)

Lösningarna med konstanta koefficienter kan emellertid generaliseras till att gälla även för ekvationer med varierande koefficienter.

De differensekvationer som erhållits genom matematiska resonemang kan även erhållas genom en rent fysikalisk studie av värmebalansen i varje skikt i en kropp. Studera en stav med endimensionellt värmefflöde i stavens längdriktning. Staven har tvärsnittsarean 1 och är indelad i J element med tjockleken Δx , FIG 4.1.

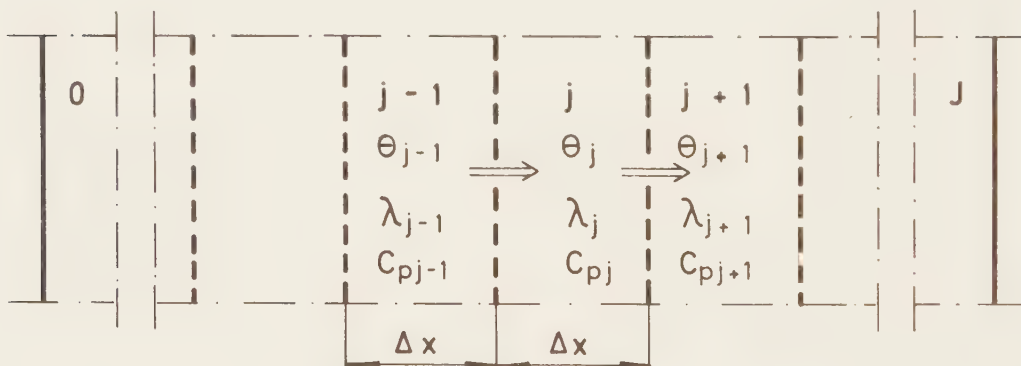


FIG 4.1. Endimensionellt värmefflöde i stav.

Antag att vi känner temperaturerna i de olika skikten vid tidpunkten $n \cdot \Delta t$. Med hjälp av dessa temperaturer som antas konstanta under tidsintervall Δt önskar vi beräkna temperaturerna vid tidpunkten $(n+1) \cdot \Delta t$. Värmebalansen i skikt j tecknas: intransporterad värmemängd - uttransporterad do = upplagrad do :

$$\lambda_{j-1/2}^n \cdot \Delta t \cdot \frac{\theta_{j-1}^n - \theta_j^n}{\Delta x} - \lambda_{j+1/2}^n \cdot \Delta t \cdot \frac{\theta_j^n - \theta_{j+1}^n}{\Delta x} =$$

$$= \rho \cdot c_p \cdot \Delta x (\theta_j^{n+1} - \theta_j^n) \quad (4.9)$$

Värmeledningstalen för transport från ett skikt till ett annat beräknas som medelvärdet av värmeledningstalen för de två skikten

$$\lambda_{j-1/2}^n = \frac{1}{2}(\lambda_{j-1}^n + \lambda_j^n)$$

$$\lambda_{j+1/2}^n = \frac{1}{2}(\lambda_j^n + \lambda_{j+1}^n) \quad (4.10)$$

EKV (4.9) skrives om till

$$\frac{\theta_j^{n+1} - \theta_j^n}{\Delta t} = \frac{\lambda_{j-1/2}^n}{\rho \cdot c_p \cdot \Delta x} \frac{\theta_{j-1}^n - \theta_j^n}{\Delta x} - \frac{\lambda_{j+1/2}^n}{\rho \cdot c_p \cdot \Delta x} \frac{\theta_j^n - \theta_{j+1}^n}{\Delta x} \quad (4.11)$$

Detta är den generella formen med varierande koefficienter för lösning enligt "enkel framåttdifferensmetod". Om $\lambda/(\rho \cdot c_p) = a$ sättes konstant erhålles EKV (4.4) ur (4.11)

Om vi i stället för att anta temperaturerna under tidsintervallet Δt vara lika med dem vid intervallets början $n \cdot \Delta t$, som gjordes ovan, bildar medelvärdet av temperaturerna vid tidsintervallets början och slut $n \cdot \Delta t$ och $(n+1) \cdot \Delta t$ blir värmebalansekvationen för skikt j :

$$\lambda_{j-1/2}^{n+1/2} \cdot \Delta t \cdot \frac{1}{2} \frac{\theta_{j-1}^n + \theta_{j-1}^{n+1} - (\theta_j^n + \theta_j^{n+1})}{\Delta x} - \lambda_{j+1/2}^{n+1/2} \cdot \Delta t \cdot \frac{1}{2} \cdot$$

$$\cdot \frac{\theta_j^n + \theta_j^{n+1} - (\theta_{j+1}^n + \theta_{j+1}^{n+1})}{\Delta x} = \rho \cdot c_p \cdot \Delta x (\theta_j^{n+1} - \theta_j^n) \quad (4.12)$$

$$\text{där } \lambda_{j-1/2}^{n+1/2} = \frac{1}{4}(\lambda_{j-1}^n + \lambda_j^n + \lambda_{j-1}^{n+1} + \lambda_j^{n+1})$$

$$\lambda_{j+1/2}^{n+1/2} = \frac{1}{4}(\lambda_j^n + \lambda_{j+1}^n + \lambda_j^{n+1} + \lambda_{j+1}^{n+1})$$

$$c_p^{n+1/2} = \frac{1}{2}(c_p^n + c_p^{n+1})$$

För att minska räknearbetet och slippa icke-linjära ekvationer har i beräkningarna följande approximationer gjorts

$$\lambda_{j-1/2}^{n+1/2} \approx \lambda_{j-1/2}^n$$

$$\lambda_{j+1/2}^{n+1/2} \approx \lambda_{j+1/2}^n$$

$$c_{p\ j}^{n+1/2} \approx c_{p\ j}^n$$

Koefficienterna varierar med fukthalten i materialen och eftersom denna ändring är ganska långsam bör approximationen vara acceptabel.

Ur (4.12) erhålles då

$$\begin{aligned} \frac{\theta_j^{n+1} - \theta_j^n}{\Delta t} = & \frac{1}{2} \frac{\lambda_{j-1/2}^n}{\rho \cdot c_{p\ j}^n} \left(\frac{\theta_{j-1}^n - \theta_j^n}{(\Delta x)^2} + \frac{\theta_{j-1}^{n+1} - \theta_j^{n+1}}{(\Delta x)^2} \right) - \\ & - \frac{1}{2} \frac{\lambda_{j+1/2}^n}{\rho \cdot c_{p\ j}^n} \left(\frac{\theta_j^n - \theta_{j+1}^n}{(\Delta x)^2} + \frac{\theta_j^{n+1} - \theta_{j+1}^{n+1}}{(\Delta x)^2} \right) \end{aligned} \quad (4.13)$$

Detta är den generella formen för lösning enligt Crank-Nicolsons metod. Med $\lambda/(\rho \cdot c_p) = a$ konstant övergår den i EKV (4.6)

Schematiskt kan de två metoderna tecknas som i FIG 4.2.

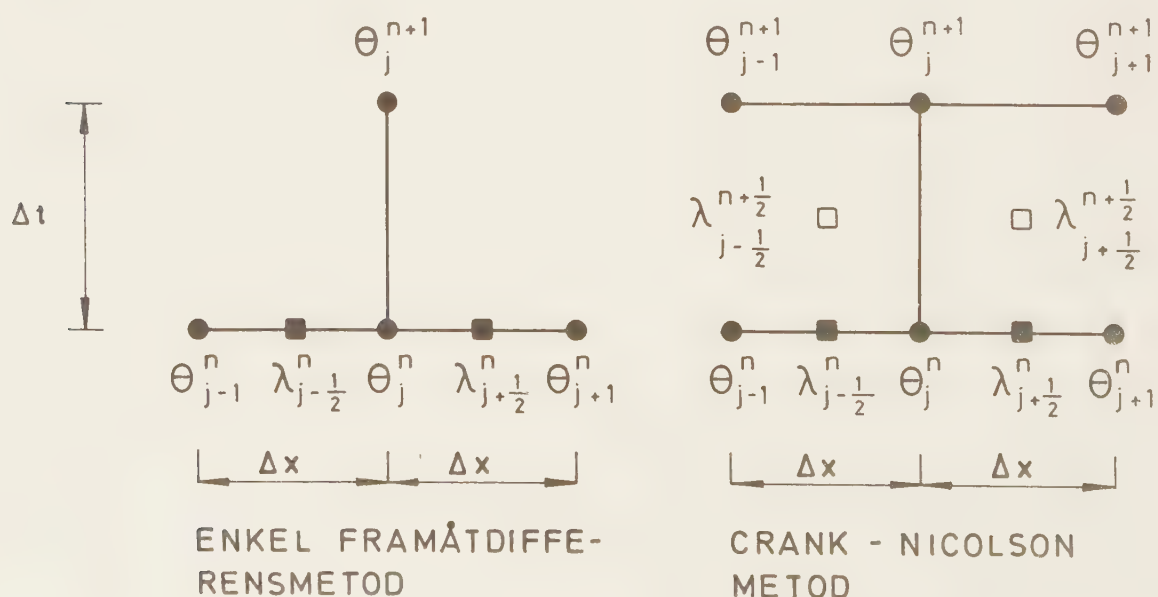


FIG 4.2. Schematisk representation av de två lösningsmetoder som används vid beräkningarna.

Skiktindelningen vid materialens yta kan göras på två sätt. Vid beräkningarna har huvudsakligen använts den vänstra av skiktindelningarna i FIG 4.3. Denna indelning som alltså har ett skikt av tjockleken $\Delta x/2$ närmast ytan ger en noggrannare beräkning av förhållandena i ytan och därmed en bättre uppskattning av konstruktionens värme- och fuktutbyte med omgivningen och med intilliggande material. Nackdelen med indelningen är att räknearbetet blir större eftersom konvergensvillkoret kräver kortare tidsintervall.

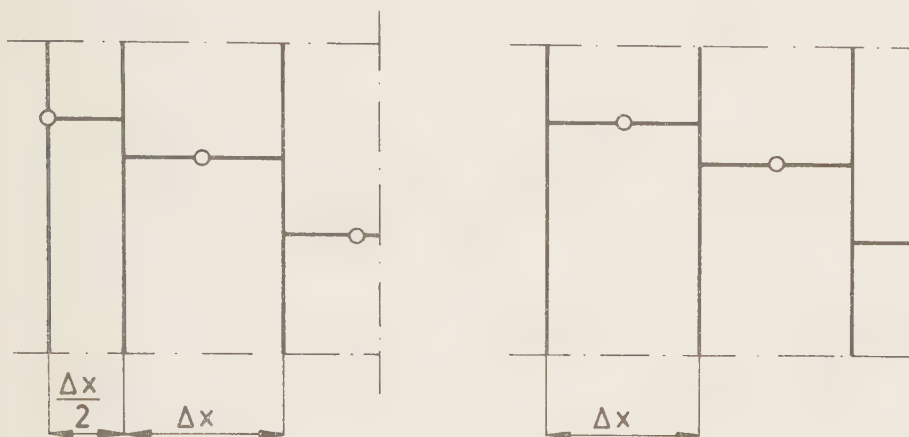


FIG 4.3. Skiktindelning vid ytan.

Ekvationen för ytskiktet ($j = 0$) erhålles - på samma sätt som tidigare - genom att betrakta värmebalansen i skiktet. Med en utetemperatur θ_u och ett värmeövergångstal α_u blir sambandet vid t ex enkel framåt differensmetod och skiktindelning enligt det vänstra alternativet i FIG 4.3:

$$\frac{\theta_o^{n+1} - \theta_o^n}{\Delta t} = \frac{2 \alpha_u \cdot \Delta x}{\rho c_p^n} \frac{\theta_u - \theta_o^n}{(\Delta x)^2} - \frac{2 \lambda_{o+1/2}^n}{\rho c_p^n} \frac{\theta_o^n - \theta_1^n}{(\Delta x)^2} \quad (4.14)$$

Som exempel har ovan endast behandlats värmeledningsekvationen. Ekvationerna för beräkning av fuktfältet är emellertid helt analoga, t ex för Beräkningsmodell I, "enkel framåt differensmetod":

$$\begin{aligned} \frac{w_j^{n+1} - w_j^n}{\Delta t} = & \delta_{j-1/2}^n \frac{c_{j-1}^n - c_j^n}{(\Delta x)^2} - \delta_{j+1/2}^n \frac{c_j^n - c_{j+1}^n}{(\Delta x)^2} + \\ & + k_{j-1/2}^n \frac{w_{j-1}^n - w_j^n}{(\Delta x)^2} - k_{j+1/2}^n \frac{w_j^n - w_{j+1}^n}{(\Delta x)^2} \end{aligned} \quad (4.15)$$

Vid beräkningarna har i de flesta fall använts samma skiktindelning både temperatur- och fuktfältet. Däremot har tidsintervallens längd ändrats efter konvergensvillkorets krav. Eftersom värmediffusiviteten (=temperaturledningstalet, a , är avsevärt större än fuktdiffusiviteten för de flesta material måste kortare tidsintervall vid temperaturberäkningen (Δt_θ) än vid fuktberäkningen (Δt_f) användas.

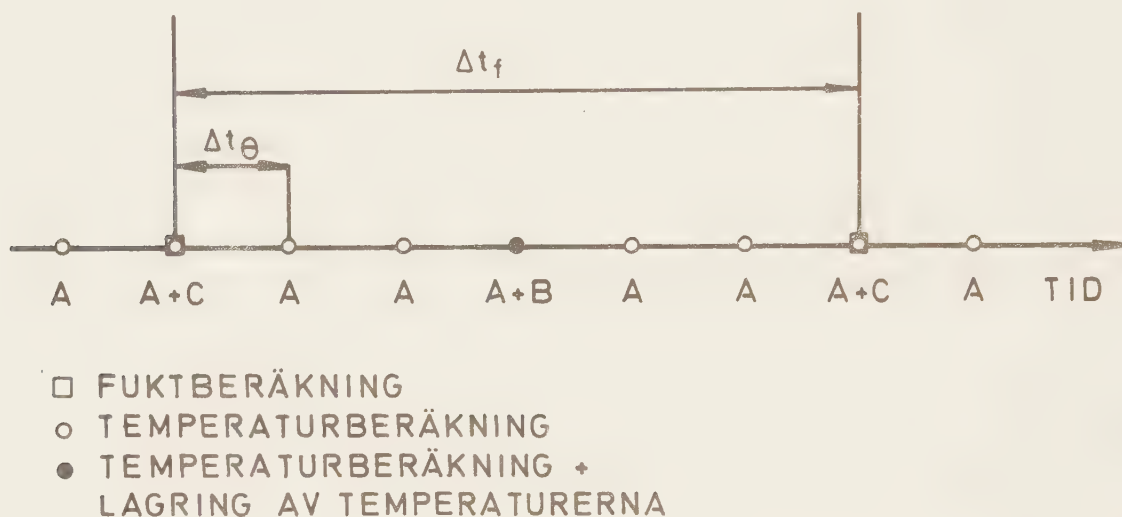


FIG 4.4. Fördelning längs tidsaxeln av olika delar av beräkningen.

Som randvillkor väljes de värden som gäller i mitten av det aktuella tidsintervallet. De temperaturer som beräknas mitt i fuktintervallet lagras och används vid fuktberäkningen.

Beräkningsgången vid olika tidpunkter på tidsaxeln, fjr FIG 4.4, blir alltså

- A - Bestämning av randvillkor för temperaturberäkningen, dvs θ_i och θ_u .
 - Bestämning av materialdata med hjälp av de fukthalter som erhållits vid närmast föregående fuktberäkning.
 - Beräkning av de nya temperaturerna.
- B - De beräknade temperaturerna lagras för att senare användas vid fuktberäkningen.
- C - Bestämning av randvillkor och temperaturer vid tiden $t - \Delta t_f/2$. Temperaturerna finns lagrade, jfr ovan.

- I förekommande fall beräkning av ånghalten i varje skikt med hjälp av sambandet $c = \phi \cdot c_s$. ϕ erhålles ur sorptionskurvan för den beräknade fukthalten w och c_s med hjälp av temperaturen.
- Materialdata bestäms med hjälp av (de kända) fukthalterna vid tiden $t - \Delta t_f$.
- Beräkning av fukthalterna vid tiden t .

För att kunna genomföra beräkningen enligt ovan, måste tidsintervallens storlek väljas enligt

$$\Delta t_f = 2n \cdot \Delta t_\theta \quad \text{där } n = 1, 2, 3, \dots$$

5 RANDVILLKOR

Vid beräkning av temperatur- och fuktfältets variationer i en konstruktion måste man under hela beräkningsperioden känna konstruktionens randvillkor, dvs omgivande klimat.

Randvillkoren har behandlats ganska ingående eftersom de har visat sig ha stor betydelse för fuktförloppen (Sandberg, 1970). När det gäller temperaturförhållandena, som i sin tur starkt påverkar fuktförloppen, så vet vi ganska väl vad som händer inuti byggnadsdelarna medan förhållandena vid ytorna, t ex inverkan av strålning och vind, kan vara mycket svåra att bemästra. Vad fuktförloppen beträffar påverkas fuktens fördelning i första hand av temperaturförhållanden och materialegenskaper, medan konstruktionens totala fuktbalans huvudsakligen styrs av randvillkor och materialegenskaper i närheten av konstruktionens ytor.

Vid beräkningarna kan man vara intresserad, dels av verkliga (uppmätta) värden för en viss period och dels av normalvärden, dvs genomsnittsvärden under en viss fastställd tidsperiod. Den senaste klimatologiska normalperioden omfattar åren 1931-1960. För befintliga konstruktioner, där verkliga värden på klimatelementen är kända, används givetvis dessa medan man vid projektering av nya konstruktioner är hänvisad till normalvärden som den bästa prognosen.

5.1 EKVIVALENT UTETEMPERATUR

Vid beräkning av temperaturfältet krävs som randvillkor en temperatur på utsidan (θ_u) och en temperatur på insidan (θ_i) av konstruktionen. Det gäller att finna två temperaturer och två värmeövergångstal så att sambanden

$$q_u = \alpha_u (\theta_u - \theta_{uy}) \quad (5.1)$$

$$q_i = \alpha_i (\theta_i - \theta_{iy}) \quad (5.2)$$

där q_u, q_i = värmeflöde vid resp yta (W/m^2)
 α_u, α_i = värmeövergångstal vid resp yta $(W/m^2 \cdot ^\circ C)$
 θ_{uy}, θ_{iy} = yttemperatur på resp yta $(^\circ C)$

beskriver det verkliga värmeutbytet vid in- och utsidan av konstruktionen.

5.1.1 Lufttemperatur

Närmast till hands ligger att använda uteluftens temperatur (θ_l) som utetemperatur (θ_u) vid beräkningarna. Utelufttemperaturen, som mäts på strålningsskyddad plats vid meteorologiska stationer, finns väl dokumenterad. Sveriges Meteorologiska och Hydrologiska Institut (SMHI) utger ut årsböcker med såväl dagliga observationer som medelvärden under längre tidsperioder.

Genom att i ett diagram lägga in månadsmedeltemperaturen för varje månad, erhålles en kurva över dygnsmedeltemperaturens variation över året. Denna kurva är i beräkningarna approximerad med en sinuskurva. Som framgår av FIG 5.1 kan temperaturmaximum antas infalla i slutet av juli och temperaturminimum i slutet av januari. Observera att månadsmarkeringarna på tidsaxeln (abskissan) i FIG 5.1 och följande figurer av liknande typ avser den 15:e i resp månad. I hela rapporten antas varje månad omfatta 30 dagar.

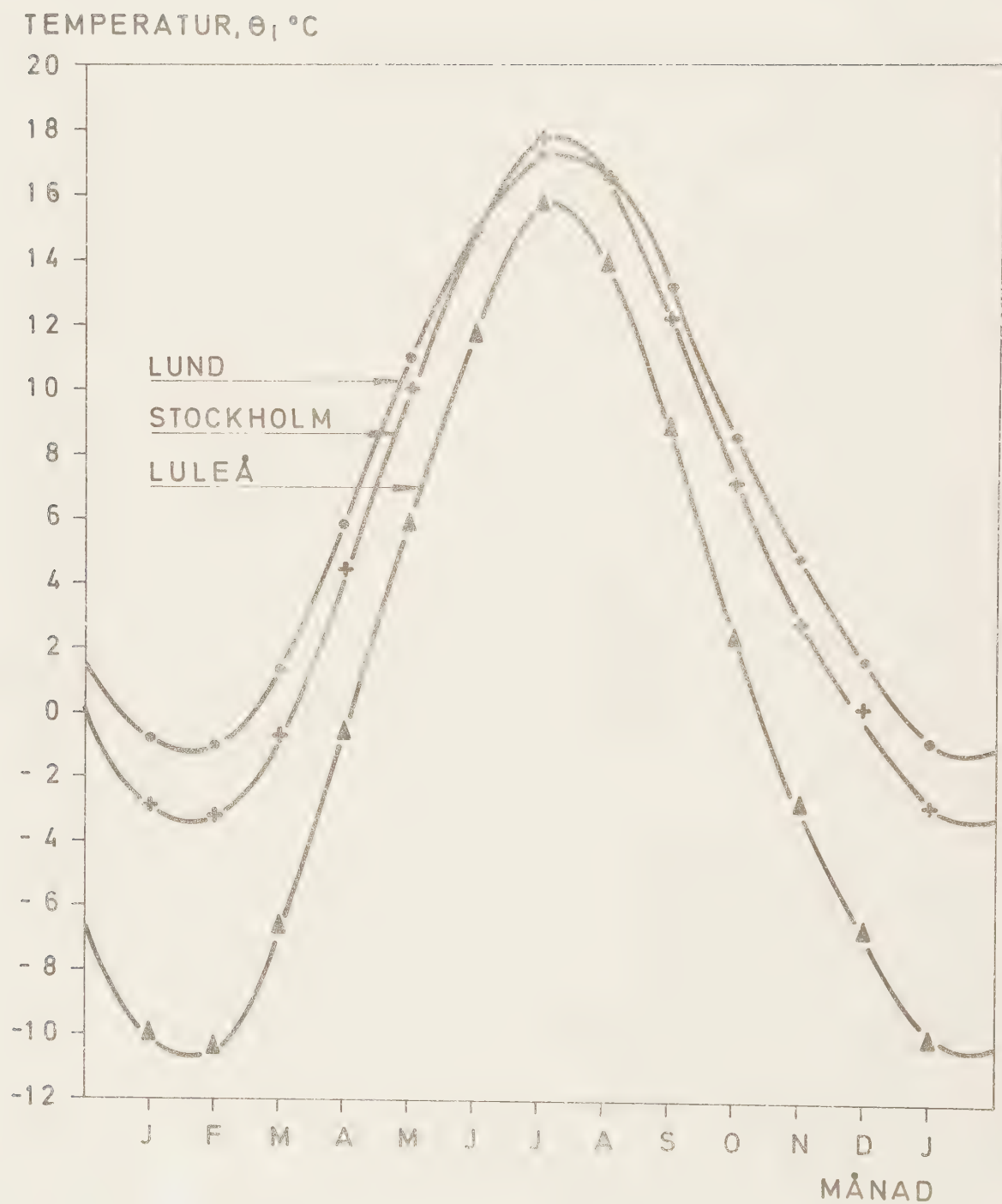


FIG 5.1. Dygnsmedeltemperaturens årsvariation för Lund, Stockholm och Luleå baserad på månadsmedeltemperaturer (normalvärden 1931-1960).

Om månadsmedelvärdena för juli och januari, $\bar{\theta}_1^{\text{juli}}$ resp $\bar{\theta}_1^{\text{jan}}$, väljes som extremvärden kan dygnsmedeltemperaturen vid tiden t uttryckas genom sambandet

$$\bar{\theta}_1(t) = \frac{\bar{\theta}_1^{\text{juli}} + \bar{\theta}_1^{\text{jan}}}{2} + \frac{\bar{\theta}_1^{\text{juli}} - \bar{\theta}_1^{\text{jan}}}{2} \sin(\omega_2(t + t_0)) \tag{5.3}$$

- där $\bar{\theta}_1(t)$ = dygnsmedeltemperaturen vid tiden t
- $\bar{\theta}_1^{\text{juli}}, \bar{\theta}_1^{\text{jan}}$ = månadsmedeltemperaturen för juli resp januari (normalvärden)
- ω_2 = vinkelhastighet för årssväng, $(2\pi)/(1 \text{ år})$
- t_0 = tidskonstant, som är vald med hänsyn till begynnelsevillkoren och till att temperaturminimum antas infalla i slutet av januari

Med insatta värden för Lund blir om $t = 0$ vid årsskiftet

$$\bar{\theta}_1(t) = 8,2 + 9,0 \sin \left(\frac{2\pi}{360 \cdot 24 \cdot 3600} (t - 115 \cdot 24 \cdot 3600) \right) \tag{5.4}$$

Enligt (5.4) beräknade värden den 15 i varje månad jämföres med mätta värden för Lund. Det mätta värdet antas representeras av månadsmedelvärdet.

TAB 5.1. Dygnsmedelvärden av lufttemperatur den 15:e i varje månad för Lund. Mätta och beräknade enligt EKV (5.4).

	Månad											
	J	F	M	A	M	J	J	A	S	O	N	D
Beräknat	-0,6	-0,2	2,4	6,6	11,3	15,1	17,1	16,6	14,0	9,8	5,1	1,3
Mätt	-0,8	-1,0	1,3	5,9	11,0	14,9	17,2	16,6	13,2	8,6	4,9	1,7
Avvikelse	0,2	0,8	1,1	1,1	0,3	0,2	-0,1	0	0,8	1,2	0,2	-0,4

Avvikelserna blir maximalt i storleksordningen en grad. Med tanke på den enkla approximation som använts är överensstämmelsen god.

Under dygnet svänger lufttemperaturen omkring dygnsmedelvärdet och når ett maximum vid 14-tiden. Svängningens amplitud för en viss ort varierar med väderlek och årstid.

Amplituden antas i beräkningarna variera sinusformigt över året. FIG 5.2 visar dygnsvägningens amplitud för några orter i Sverige. Amplituden för varje månad är beräknad som skillnaden mellan medelvärdet av dygnens maxtemperatur och medelvärdet av dygnens mintemperatur under resp månad och värdena gäller perioden 1931-60.

DYGNSAMPLITUD °C

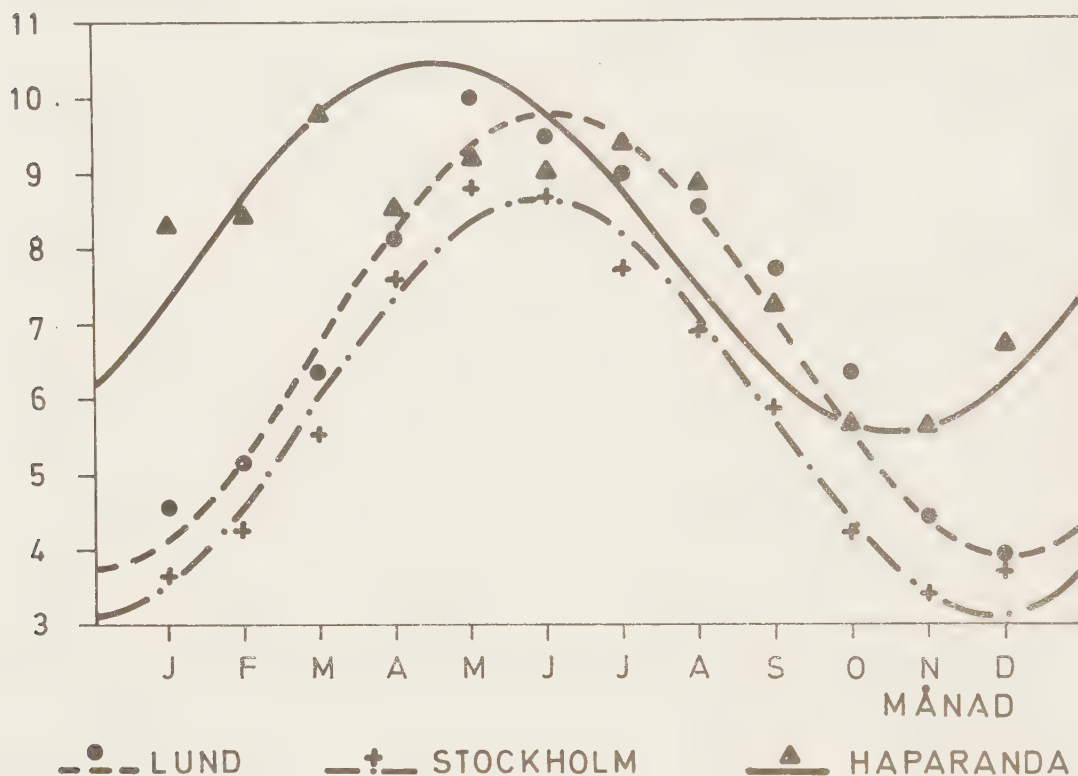


FIG 5.2. Dygnsamplitudens variation under året för Lund, Stockholm och Haparanda.

Amplituden är i beräkningarna approximerad enligt

$$A_{\theta}(t) = \frac{A_{\theta}^{\max} + A_{\theta}^{\min}}{2} + \frac{A_{\theta}^{\max} - A_{\theta}^{\min}}{2} \sin(\omega_2(t + t_0)) \quad (5.5)$$

där $A_{\theta}(t)$ = dygnsvägningens amplitud vid tiden t
 $A_{\theta}^{\max}, A_{\theta}^{\min}$ = amplitudens största resp minsta värde under året
 ω_2 = $(2\pi)/(1 \text{ år})$
 t_0 = tidskonstant vald med hänsyn till begynnelsevillkor

Med värden insatta för Lund blir om $t = 0$ vid årsskiftet

$$A_{\theta}(t) = 7 + 3 \sin \left[\frac{2\pi}{360 \cdot 24 \cdot 3600} (t - 90 \cdot 24 \cdot 3600) \right] \quad (5.6)$$

Lufttemperaturen för Lund under förutsättning att temperaturmaximum inträffar kl 14 varje dag, att temperaturen varierar sinusformigt över dygnet och att $t = 0$ vid årsskiftet blir då

$$\begin{aligned} \theta_1(t) = & 8,2 + 9,0 \sin(\omega_2(t - 115 \cdot 24 \cdot 3600)) + \\ & + \{7,0 + 3,0 \sin(\omega_2(t - 90 \cdot 24 \cdot 3600))\} \cdot \frac{1}{2} \cdot \\ & \cdot \sin(\omega_1(t - 8 \cdot 3600)) \end{aligned} \quad (5.7)$$

där $\omega_2 = (2\pi)/(1 \text{ år})$

$\omega_1 = (2\pi)/(1 \text{ dygn})$

Lufttemperaturen enligt EKV (5.7) redovisas i FIG 5.3 i form av ett isopletdiagram med tidpunkt på året på ena axeln och tidpunkt på dygnet på den andra.

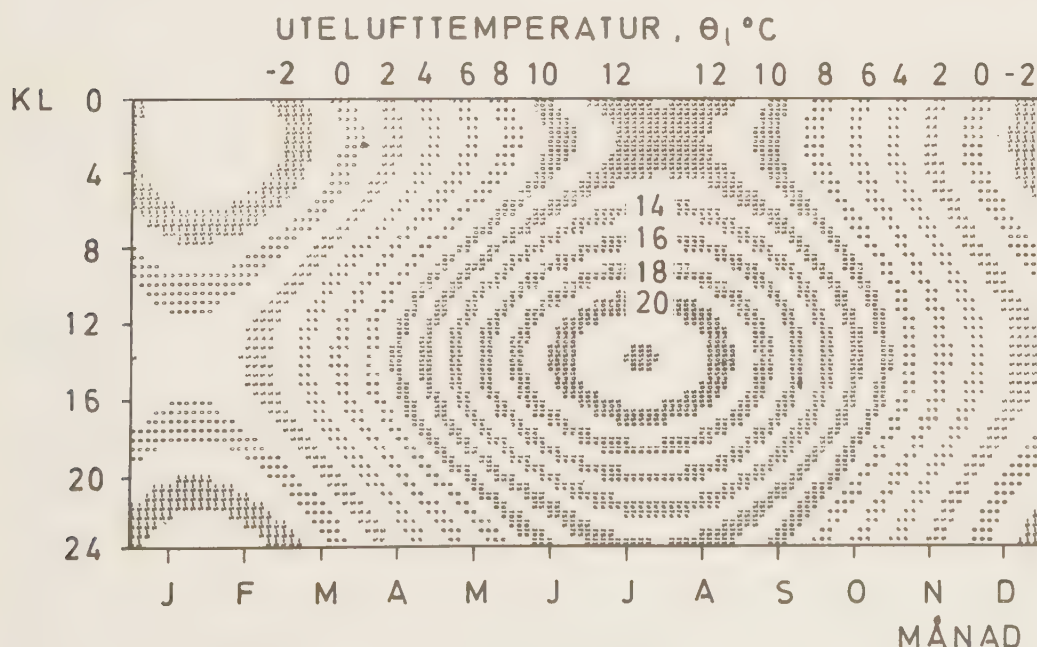


FIG 5.3. Isopletdiagram över utelufttemperaturens variation över året och över dygnet enligt EKV (5.7). Värdena gäller Lund och är baserade på normalvärden 1931-60.

FIG 5.3 kan jämföras med FIG 5.4 som visar data från Geografiska institutionen i Lund och gäller för år 1965 (Lindqvist, 1970). Det bör anmärkas att juli 1965 var osedvanligt kall med stora temperaturunderskott.

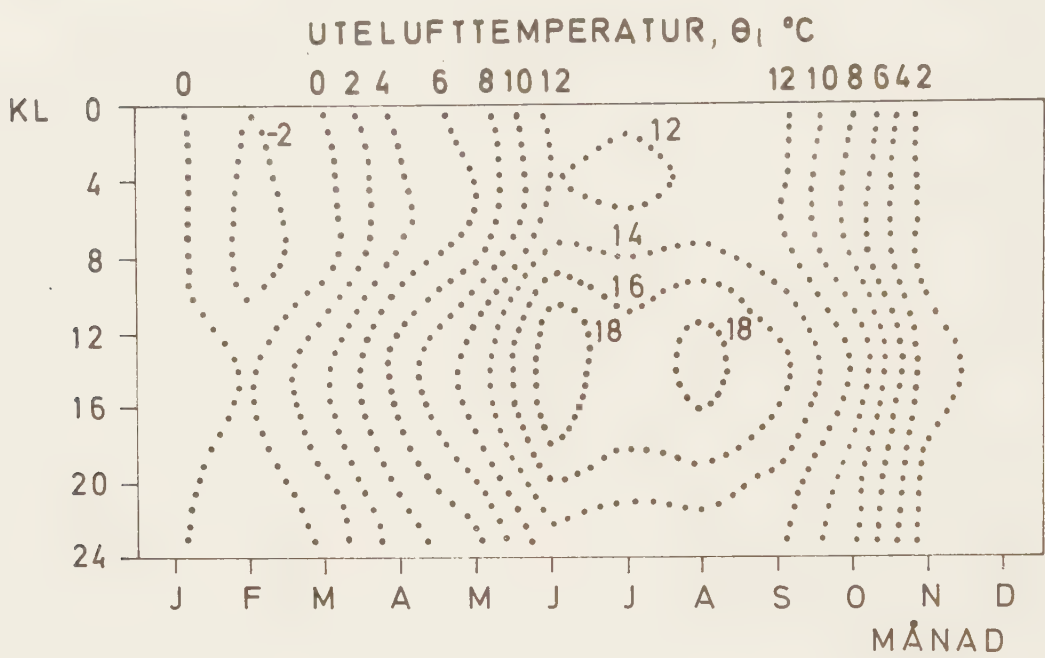


FIG 5.4. Isoplethdiagram över utelufttemperaturens variation 1965 i Lund.

5.1.2 Inverkan av kortvågig strålning

Ekvivalent utetemperatur enligt Mackey & Wright

En mycket allvarlig invändning mot metoden att använda utelufttemperaturen (θ_1) som utetemperatur (θ_u) i beräkningarna (se EKV (5.1)) är att θ_1 otillräckligt tar hänsyn till ytterytans strålningsutbyte med omgivningen. Den kortvågiga instrålningen (solstrålningen) försummas till stor del och det långvågiga strålningsutbytet behandlas otillfredsställande. Detta kan ge stora fel vid beräkningar för solbelysta ytor, t ex tak.

I ett försök att kombinera inverkan av strålning, konvektion och ledning i ett enda ekvivalent randvillkor introducerades i USA (Mackey & Wright, 1943) begreppet "sol-air-temperature" som till svenska översatts med "ekvivalent utetemperatur".

Värmeflödet vid ytterytan kan skrivas

$$q_u = \alpha_u (\theta_l - \theta_{uy}) + \alpha \cdot I \quad (5.8)$$

där q_u = värmeflöde vid ytterytan (W/m^2)
 α_u = yttre värmeövergångstal $(W/m^2 \cdot ^\circ C)$
 θ_l = lufttemperatur $(^\circ C)$
 θ_{uy} = yttemperatur på utsidan $(^\circ C)$
 α = ytterytans absorbtans för kortvågig strålning $(-)$
 I = total mot ytan infallande kortvågig strålning (W/m^2)

Samma värmeflöde önskar man nu uttrycka med hjälp av den ekvivalenta utetemperaturen och den konventionella formeln (5.1)

$$q_u = \alpha_u (\theta_e - \theta_{uy}) \quad (5.9)$$

där θ_e = ekvivalent utetemperatur

Genom att jämföra EKV (5.8) och (5.9) erhålles

$$\theta_e = \theta_l + \frac{\alpha \cdot I}{\alpha_u} \quad (5.10)$$

θ_e är alltså "den (ekvivalenta) temperatur som - använd i den konventionella formeln för värmeflöde - ger samma värmeflöde och därmed samma temperaturfördelning i materialet som utelufttemperaturen och det resulterande strålningsutbytet vid ytan skulle ge".

EKV (5.10) innefattar tämligen väl inverkan av den kortvågiga strålningen medan den långvågiga blir mera ofullständigt beskriven. Inverkan av den långvågiga strålningen ligger i α_u och eftersom strålningsförhållandena varierar avsevärt med väderlek och ytans orientering medan α_u i beräkningarna är konstant uppkommer vissa fel. Dessa fel anses i vissa sammanhang vara försumbara och EKV (5.10) ett acceptabelt uttryck för ekvivalenta utetemperaturen.

Ytans absorbtans, α

Ytans absorbtans för solstrålning ingår i uttrycket för den ekvivalenta utetemperaturen. I litteraturen återfinns oftast värden på emittansen, ϵ .

Det gäller emellertid för strålning av viss våglängd att emittansen är lika med absorbtansen.

Värdet på ϵ varierar med yttemperaturen, strålningsriktningen och strålningsvåglängden.

En s k diffus yta karakteriseras av att strålningen är oberoende av emissionsriktningen. Vissa verkliga ytor kan ibland antas vara diffusa.

Metallytor uppvisar ofta avsevärd variation i emissionstal beroende på våglängden. Med undantag av bl a metaller har emellertid de flesta ytor en emittans som varierar relativt obetydligt med våglängden. En yta vars emittans är helt oberoende av våglängden kallas grå och i annat fall färgad.

Förutsättningen för att ett enda värde på emittansen skall kunna användas är alltså att ytan kan anses diffus och grå.

Som riktvärden för absorptansen för solstrålning kan användas 0,9 för mörka ytor (papp), 0,7 för ljusare ytor (betong, tegel) och 0,5 för vita eller blanka ytor (snö, "värmereflekterande papp", vissa metaller).

Yttre värmeövergångstalet, α_u

Som tidigare nämnts ger en användning av ett konstant värde på α_u upphov till vissa fel i beräkningarna. För att få en uppfattning om dessa fel kan man dela upp värmeövergången vid ytan i en strålnings- och en konvektionsdel. Konvektionsdelen antas även innefatta ledning i luften.

$$\alpha_u = \alpha_{us} + \alpha_{uk} \quad (5.11)$$

där α_{us} = värmeövergångstal p g a strålning

α_{uk} = värmeövergångstal p g a konvektion

För α_{uk} , som är beroende av strömningsförhållandena vid ytan - framför allt vindhastigheten - anger Brown (1956) som säsongmedelvärden för

- horisontella ytor: $12,5 \text{ W/m}^2 \cdot ^\circ\text{C}$

- vertikala ytor: $8,5 \text{ W/m}^2 \cdot ^\circ\text{C}$

Rao & Ballantyne (1970) har genom mätningar funnit sambandet

$$\alpha_{uk} \approx 2,8 + 4,6 \cdot v \quad (5.12)$$

där v = vindhastigheten (m/s)

McAdams (1954) refererar mätningar av Jürges

$$\alpha_{uk} = 6,2 + 4,3 \cdot v_l \quad \text{för } v_l < 4,9 \quad (5.13)$$

$$\alpha_{uk} = 7,6 \cdot v_l^{0,78} \quad \text{för } 4,9 < v_l < 30 \quad (5.14)$$

där v_l = lufthastigheten parallellt med ytan.

ASHRAE Handbook of Fundamentals (1967) redovisar mätningar på 30×30 cm kvadratiska ytor. För t ex betong anges

$$\alpha_{uk} = 7,4 + 4,2 \cdot v_l \quad (5.15)$$

Schwartz (1972) har gjort mätningar på α_{uk} som funktion av vindhastigheten. FIG 5.5 ger en sammanställning av de olika resultaten. Observera att de två övre kurvorna är relaterade till lufthastigheten parallellt med ytan medan de undre är relaterade till vindhastigheten på mätställets höjd, oberoende av vindriktning. Brown's medelvärden är inlagda vid medelvindstyrkan i Stockholm, ca 2,5 m/s:

Förutom av lufthastigheten är α_{uk} beroende av ytans utsträckning i luft-hastighetens riktning.

Värmeövergångstalet p_g a strålning (α_{us}) skall beskriva det långvågiga strålningsutbytet med hjälp av konstruktionens yttemperatur och lufttemperaturen. I praktiken använder man sig normalt av ett konstant värde α_{us} . Detta förfaringssätt innebär emellertid avsevärda approximationer.

För att lättare kunna studera inverkan av den långvågiga strålningen har man infört begreppet "effektiv motstrålningstemperatur", θ_g . Denna är temperaturen hos en tänkt absolut svart yta, som omger vägg- eller takytan, och som skulle ge samma motstrålning som den verkliga omgivningen (Brown, 1956).

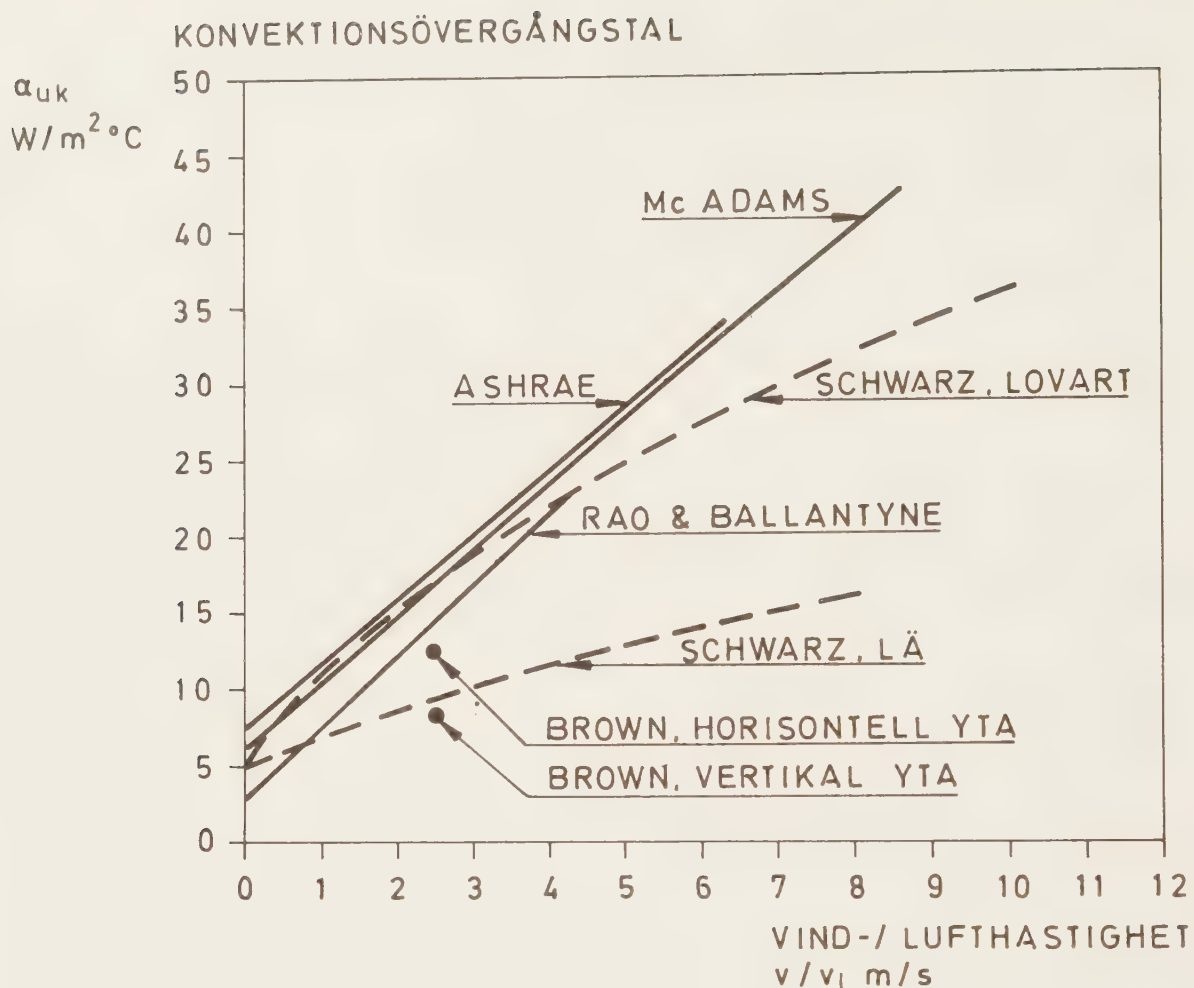


FIG 5.5. Konvektionsövergångstal som funktion av vindhastighet resp luft-hastighet parallellt med ytan.

Med hjälp av θ_g kan värmeutbytet genom långvågig strålning vid ytan tecknas enligt

$$q_{lvs} = \alpha_{lv} \sigma (\theta_g + 273)^4 - \epsilon \sigma (\theta_{uy} + 273)^4 \quad (5.16)$$

där q_{lvs} = värmeutbyte genom lv-strålning
 α_{lv} = absorbtans för lv-strålning
 σ = Stefan Boltzmanns konstant
 θ_g = effektiv motstrålningstemperatur
 ϵ = emittans för lv-strålning
 θ_{uy} = yttemperatur

α_{lv} kan sättas lika med ϵ eftersom temperaturerna θ_g och θ_{uy} är av samma storleksordning.

$$q_{lvs} = \epsilon \sigma ((\theta_g + 273)^4 - (\theta_{uy} + 273)^4) \quad (5.17)$$

Uttrycket inom parentesen utvecklas enligt $a^4 - b^4 = (a - b)(a^3 + a^2b + ab^2 + b^3)$ och ersättes med $(a - b) \cdot 4 \cdot c^3$ där $c = (a + b)/2$

$$q_{lvs} \approx \epsilon \sigma (\theta_g - \theta_{uy}) \cdot 4 \cdot ((\theta_g + \theta_{uy})/2 + 273)^3 \quad (5.18)$$

Detta uttryck skall jämföras med det konventionella sättet att teckna samma värmeutbyte med hjälp av α_{us}

$$q_{lvs} = \alpha_{us} (\theta_l - \theta_{uy}) \quad (5.19)$$

där q_{lvs} = värmeutbyte genom strålning (W/m^2)
 θ_l = lufttemperaturen ($^{\circ}\text{C}$)
 θ_{uy} = yttemperaturen ($^{\circ}\text{C}$)

Värdet på α_{us} är alltså en funktion av θ_g , θ_l , θ_{uy} och ϵ .

En av förutsättningarna för att få sätta α_{us} konstant är att den effektiva motstrålningstemperaturen står i en bestämd relation till lufttemperaturen. Eftersom en sådan konstant relation normalt inte existerar ligger problemet i att med hjälp av ett valt α_{us} "översätta" effektiva motstrålningstemperaturen till lufttemperaturen så att värmeutbytet genom långvågig strålning - åtminstone i medeltal över en längre tidsperiod - kan skrivas enligt (5.19).

För att få en uppskattning av värdet på α_{us} löses α_{us} ur (5.18) och (5.19)

$$\alpha_{us} = \epsilon \cdot \sigma \frac{\theta_g - \theta_{uy}}{\theta_l - \theta_{uy}} \cdot 4 \cdot ((\theta_g + \theta_{uy})/2 + 273)^3 \quad (5.20)$$

Med $\theta_g = \theta_{uy} = 0^{\circ}\text{C}$ i uttrycket inom parentesen, $\epsilon = 0,9$ och $\sigma = 5,7 \cdot 10^{-8} \text{ W/m}^2 \cdot \text{K}^4$ erhålles

$$\alpha_{us} = \frac{\theta_g - \theta_{uy}}{\theta_l - \theta_{uy}} \cdot 4,18 \quad (5.21)$$

För $\theta_g = \theta_l$ erhålles alltså $\alpha_{us} = 1 \cdot 4,18$. Värdet på θ_g ligger normalt några grader under lufttemperaturen, varvid värdet på kvoten

$(\theta_g - \theta_{uy})/(\theta_l - \theta_{uy})$ kan stiga med några enheter. Detta skall emellertid ses i relation till α_{uk} , som ökar med ca $4 \text{ W/m}^2 \text{ } ^\circ\text{C}$ vid en ökning av vindhastigheten med 1 m/s .

Det är alltså tydligt att värdet på α_u i praktiken varierar inom mycket vida gränser. Man kan naturligtvis för varje situation alltid finna ett värde på α_u som ger ett korrekt genomsnittligt värmeflöde men man måste då vara medveten om att detta momentant kan vara helt fel.

Flera forskare har arbetat med en modifierad ekvivalent utetemperatur som på ett noggrannare sätt beskriver det långvågiga strålningsutbytet, se t ex Höglund et al (1967), Rao & Ballantyne (1970), Ogunlesi (1965). Sådan modifiering har ej gjorts i denna rapport.

Vid bearbetning av mätningar, gjorda i Stockholm har Brown (1956) beräknat kvoten q/q_1 , enligt TAB 5.2, där q = uppmätt värme flöde vid ytteryta (säsongmedelvärde för nätter) och q_1 = beräknat värme flöde vid antaget $\alpha_u = 16,7$.

TAB 5.2. Säsongsmedelvärden för nätter av värme flödet vid en ytteryta i förhållande till värme flödet vid ett konstant värmeövergångstal $\alpha_u = 16,7 \text{ W/m}^2 \cdot ^\circ\text{C}$. m anger värmemotståndet hos vägg eller tak inklusive övergångsmotståndet på insidan.

	m = 0,28	m = 0,52	m = 1,03	m = 2,15
Vertikala ytor	1,00	1,01	1,02	1,03
Horisontella ytor	1,09	1,09	1,09	1,09

Värdena i tabellen tyder på att, åtminstone för horisontella ytor, $\alpha_u = 16,7$ är i lägsta laget. Mätningarna är emellertid gjorda på en kub med $0,7 \text{ m}$ kantlängd och är därför kanske inte direkt tilllämpliga på en byggnad.

Browns värden gäller nätter. Utförda mätningar på den långvågiga strålningen, t ex Parmelee & Aubele (1952), har emellertid inte givit några skillnader mellan dag och natt.

I den svenska byggnormen SBN 67 anges summan av yttre och inre övergångsmotstånd till $0,17 \text{ m}^2 \cdot ^\circ\text{C/W}$. Av detta brukar $0,043$ (eller $0,060$) anses

utgöra det yttre övergångsmotståndet, dvs $\alpha_u = 23,3$ (eller 16,7) $\text{W/m}^2 \cdot ^\circ\text{C}$.

van Straaten (1967) har sammanställt nedanstående tabell över rekommenderade α_u i olika länder:

USA (vind 6,7 m/s)	$\alpha_u = 34,1 \text{ W/m}^2 \cdot ^\circ\text{C}$
" (vind 3,35 m/s)	22,7
England (väggar)	14,2
" (tak)	22,7
Holland	23,3
Sydafrika	19,9

Till detta kan läggas att man i Danmark och Norge använder $\alpha_u = 23,3 \text{ W/m}^2 \cdot ^\circ\text{C}$.

Vid datorberäkningarna har använts värdet $\alpha_u = 20 \text{ W/m}^2 \cdot ^\circ\text{C}$ ($\alpha_{uk} \approx \alpha_{us} \approx 10$).

Den kortvågiga instrålningen, I

Den kortvågiga strålningen som träffar en yta kan delas upp i tre komponenter:

- direkt strålning, I_D
- diffus himmelsstrålning, I_d
- diffus reflekterad strålning, I_r

Ett stort antal forskare har behandlat den kortvågiga strålningen och utvecklat åtskilliga empiriska eller halvempiriska uttryck för beräkning av strålningens olika komponenter. I denna rapport är behandlingen av solstrålningen baserad på en kanadensisk rapport (Stephenson, 1965). De av Stephenson angivna sambanden har valts framförallt därför att de är lämpliga att programmera för dator. Vissa parametrar har bestämts genom anpassning av finska mätningar (Lunelund, 1936) till ekvationerna.

För en klar dag kan intensiteten av den direkta strålningen i strålningens normalplan uttryckas

$$I_{DN} = I_0 \cdot e^{-\frac{a}{\sin h}} \quad (5.22)$$

där I_{DN} = direkta strålningen i strålningens normalplan (W/m^2)
 I_0 = konstant (W/m^2)
 a = extinktionskoefficient, som beskriver hur
strålningen påverkas av jordatmosfären (-)
 $\sin h$ = sinus för solhöjden (-)

Värdena på I_0 och a har bestämts med hjälp av mätningar av Lunelund (1936), se BIL A.

$$I_0 = 1090 \text{ W/m}^2 \quad (5.23)$$

$$a = 0,13 + 0,3 \sin \omega_2(t + t_0) \quad (5.24)$$

Den diffusa himmelsstrålningen mot en horisontell yta approximeras enligt

$$I_{dH} = C \cdot I_{DN} \quad (5.25)$$

där I_{dH} = diffus himmelsstrålning mot horisontell yta (W/m^2)
 I_{DN} = direkt strålning i strålningens normalplan (W/m^2)
 C = konstant ; $C = 0,10$ se BIL A

Om alla delar av himlen strålade med samma intensitet, så blev den diffusa strålningen mot en vertikal yta, I_{dV} , hälften av strålningen mot en horisontell yta, I_{dH} . Ett parti runt solen strålar emellertid intensivare än övriga delar av himlen och I_{dV} blir alltså beroende av ytans orientering relativt solen.

Threlkeld (1963) har bestämt ett samband mellan kvoten I_{dV}/I_{dH} och $\cos i_V$, FIG 5.6, där i_V är solens infallsvinkel mot den vertikala ytan.

För den markreflekterande diffusa strålningen mot en vertikal yta bör gälla

$$I_{rV} = \frac{1}{2} r (I_{dH} + I_{dH}) \quad (5.26)$$

där r = reflexionsfaktorn för marken, se TAB 5.3 ur Brown (1966).

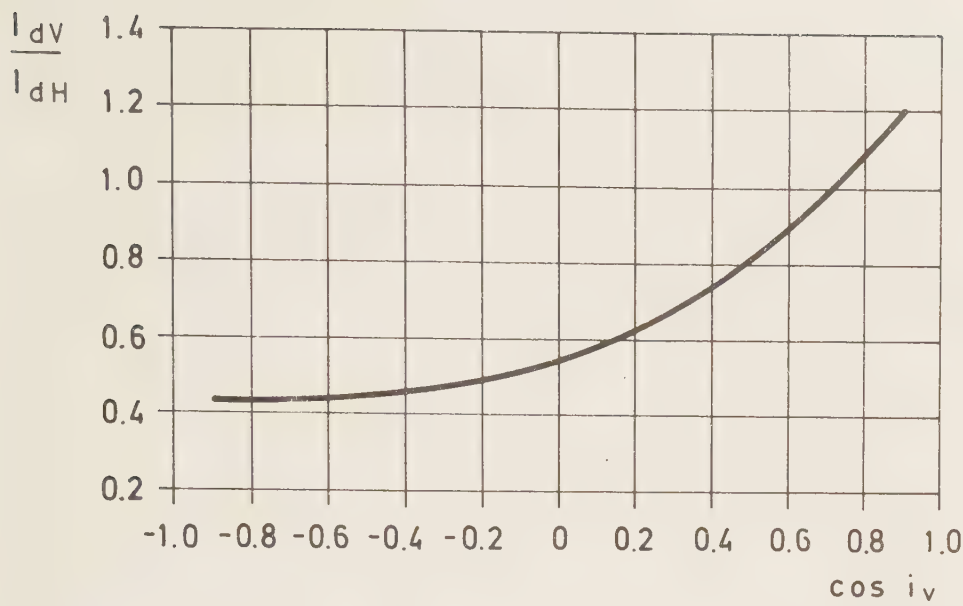


FIG 5.6. Samband mellan I_{dV}/I_{dH} och $\cos i_v$ enligt Threlkeld (1963).

TAB 5.3. Reflexionsfaktorer för solstrålning.

Yta	Reflexionsfaktor r
Nysnö	0,85
Äldre snö	0,7
Ljusa färger, gult och ljusrött tegel	0,5
Betong, asbestcement, mörkare rödtegel, visset gräs och vissna buskar	0,3
Gräs, buskar och lövskog, ljus sand	0,25
Sand, makadam, ljus skiffer	0,20
Oljegrus, barrskog	0,15
Asfaltbeläggning, skiffer, fuktig obevuxen mark	0,10

Ovanstående uttryck för solstrålningens komponenter har hela tiden förutsatt molnfri himmel. Detta tillstånd kommer i fortsättningen att kallas H1. För att kunna beskriva de verkliga förhållandena med växlande molnighet, studeras ytterligare två tillstånd H2 och H3 med halv- resp helmulen himmel.

Tillstånden H2 och H3 är föga studerade eftersom forskningen oftast varit inriktad på att finna extremvärden snarare än medelvärden. Vissa mätningar

finns emellertid och bearbetningen av dem görs i BIL A.

H2 definieras som ett tillstånd med molnighetsgrad $M = 5$ (M uttryckt i tiondelar), dvs $CCF = \frac{I_{THmoln}}{I_{THklar}} \approx 0,8$, se BIL A. Totalstrålningen mot en horisontell yta reduceras alltså till 80 %. Om den direkta strålningen då antas reducerad till 50 %, blir den diffusa strålningen reducerad enligt

$$\frac{I_{dH\ moln}}{I_{dH\ klar}} = 0,8 + 0,3 \frac{I_{DN\ klar}}{I_{dH\ klar}} \sin h = 0,8 + 3 \sin h$$

eller

$$I_{dH\ moln} = (0,08 + 0,3 \sin h) I_{DN\ klar} \tag{5.27}$$

Strålningen under helmulna dagar, tillstånd H3, består endast av diffus strålning och utgör ca 25 % av den totalstrålning som erhålles en moln-fri dag (Lunelund, 1936), se TAB 5.4.

TAB 5.4. Sambandet mellan solhöjd och kvoten mellan diffus strålning under helmulen dag och totalstrålning under klar dag. Årsmedelvärden, Helsingfors.

h					
$I_{dH\ mulen} / I_{TH\ klar}$	0,26	0,25	0,24	0,24	0,23

$I_{dH\ mulen}$ kan alltså uttryckas enligt

$$I_{dH\ mulen} = 0,25 (0,10 + \sin h) I_{DN} \tag{5.28}$$

Uttrycken för de olika strålningskomponenterna sammanfattas i TAB 5.5.

TAB 5.5. Direkt strålning och diffus strålning mot horisontell yta vid olika molnighetsförhållanden.

	H		h	
Molnighet	0,10	0,10	10,10	
Direkt strålning	I_{DN}	I_{DN}	-	
Diffus strålning mot hor. yta	$I_{dH} = 0,10 \cdot I_{DN}$	$(0,08 + 0,3 \cdot \sin h) I_{DN}$	$0,25(0,10 + \sin h) I_{DN}$	

Diffus strålning mot vertikal yta och markreflekterad strålning erhålles på samma sätt som tidigare, FIG 5.6 resp EKV (5.26) varvid för tillstånd H2 och H3 de reducerade värdena på strålningen insättes.

Vid varje tidsintervall under beräkningarnas gång producerar datorn ett slumpstal mellan 0 och 1. Värdet på detta slumpstal används bl a för att bestämma vilket molnighetstillstånd H1, H2 eller H3 som skall gälla under tidsintervallet.

För att få en uppskattning av andelen tidsintervall med molnighet av de olika typerna användes meteorologiska tabeller över medelantalet mulna resp klara dagar per månad. Med en mulen dag avses en dag då summan av den kl 07, 13 och 19 observerade samlade molnmängden uppgått till minst 77 % av den maximalt möjliga. För en klar dag gäller att summan av molnmängden vid de tre observationerna uppgått till högst 23 %.

I FIG 5.7 t ex är antalet "ej klara" (= mulna eller halvmulna) resp mulna dagar inlagda och de kurvor dessa punkter bildar, GKLR och GMUL, antas utgöra gränser mellan tillstånden H1 och H2 resp H2 och H3. Värdena gäller Stockholm, 1931-60.

Kurvorna GKLR och GMUL approximeras med sinuskurvor och divideras med antalet dagar per månad ≈ 30 .

$$\text{GKLR} = 0,87 + 0,10 \sin \omega_2(t + t_0) \quad (5.29)$$

$$\text{GMUL} = 0,50 + 0,23 \sin \omega_2(t + t_0) \quad (5.30)$$

Tillsammans med 0 och 1 bildar GKLR och GMUL de gränser inom vilka slumpstalet, SLP, skall ligga för att något av de olika tillstånden H1, H2 eller H3 skall väljas.

$$\begin{array}{lll} \text{GKLR} \leq \text{SLP} < 1,0 & \text{ger} & \text{H1} \\ \text{GMUL} \leq \text{SLP} < \text{GKLR} & " & \text{H2} \\ 0 < \text{SLP} < \text{GMUL} & " & \text{H3} \end{array}$$

För att kontrollera giltigheten av ovanstående antaganden har månadssummor av den totala strålningen mot en horisontell yta på lat 59° N beräknats med värden på GKLR och GMUL enligt EKV (5.29) och (5.30). Dessa

värden har sedan jämförts med uppmätta värden i Stockholm, medelvärden för åren 1941-61, se FIG 5.8.

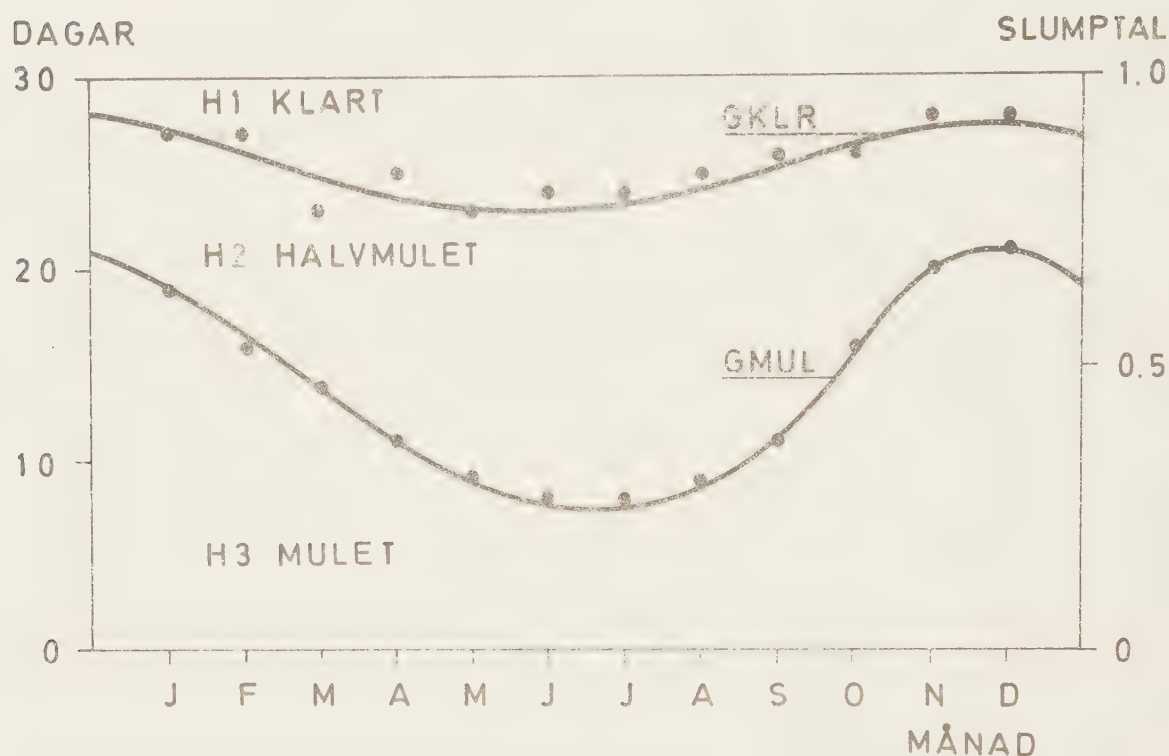


FIG 5.7. Antal dagar med mulet resp "ej klart" (= mulet eller halvmulet) väder i Stockholm. Normalvärden 1931-60.

Överensstämmelsen bör i de flesta fall vara tillräcklig, men kan givetvis göras bättre genom val av andra uttryck för GKLR och GMUL.

I BIL A ges nödvändiga ekvationer för att bestämma solhöjd och solazimut. Dessutom ges för specialfallen södervägg, västervägg, nordvägg och horisontell yta värden på solens infallsvinkel mot resp yta.

TOTAL INSTRÅLNING MOT
HORIZONTELL YTA kWh/m²

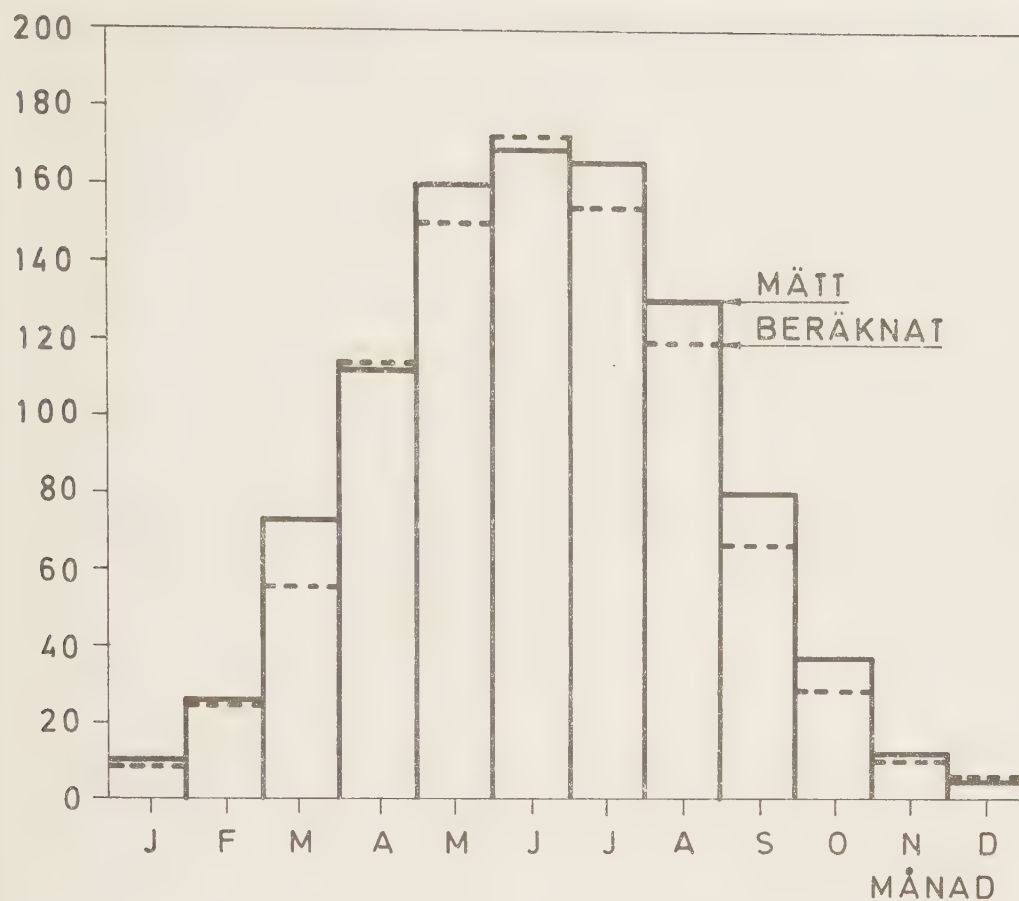


FIG 5.8. Jämförelse mellan mätta och beräknade månadssummor av total instrålning mot horisontell yta i Stockholm.

5.2 INNETEMPERATUR

Värmeflödet vid en konstruktions inneryta kan - analogt med förhållandena vid ytterytan - skrivas

$$q_i = \alpha_i (\theta_i - \theta_{iy}) \quad (5.31)$$

där q_i = värmeflödet genom innerytan

α_i = värmeövergångstalet vid innerytan

θ_i = lufttemperaturen på insidan

θ_{iy} = yttemperaturen på innerytan

Liksom vid ytterytan sker värmeövergången i huvudsak genom strålning och konvektion (inkl ledning)

$$\alpha_i = \alpha_{is} + \alpha_{ik} \quad (5.32)$$

Strålningsutbytet vid ytan är beroende av ytans och omgivande (motstrålande) ytors temperatur och emittans.

För strålningsutbytet mellan två parallella väggar gäller

$$q_s = \epsilon_{12} \sigma ((\theta_1 + 273)^4 - (\theta_2 + 273)^4) \quad (5.33)$$

där q_s = värmeutbytet mellan ytorna

σ = Stefan-Boltzmanns strålningskonstant

ϵ_{12} = resulterande emittans; $\frac{1}{\epsilon_{12}} = \frac{1}{\epsilon_1} + \frac{1}{\epsilon_2} - 1$

θ_1, θ_2 = ytornas temperaturer

Samma värmeutbyte uttryckt med hjälp av ett strålningsövergångstal, α_s , blir

$$q_s = \alpha_s (\theta_1 - \theta_2) \quad (5.34)$$

EKV (5.33) skrives om med hjälp av sambandet $a^4 - b^4 = (a-b)(a^3 + a^2b + ab^2 + b^3)$ och jämföres med EKV (5.34)

$$\alpha_s = \epsilon_{12} \sigma (\theta_1 + 273 + \theta_2 + 273) \quad (5.35)$$

$$\text{där } \theta_m \approx \frac{\theta_1 + \theta_2}{2}$$

Om vi i EKV (5.35) sätter in $\epsilon_1 = \epsilon_2 = 0,92$; $\epsilon_{12} = 0,85$ och $\theta_m = 20^\circ\text{C}$, dvs normala förhållanden vid en konstruktions inneryta, erhålles ett värde på α_{is}

$$\alpha_{is} = 4,9 \text{ W/m}^2 \cdot ^\circ\text{C} \quad (5.36)$$

$$q_s = 4,9(\theta_i - \theta_{iy}) \quad (5.37)$$

Detta värde på värmeövergångstalet genom strålning förutsätter alltså att samtliga motstrålande ytor har samma temperatur (θ_1) och emittans ($\epsilon = 0,92$) samt att $(\theta_1 + \theta_{iy})/2 \approx 20^\circ\text{C}$. Dessutom förutsätts i EKV (5.37) att de motstrålande ytorna har samma temperatur som luften, dvs:

$$\theta_i = \theta_1 \quad (5.38)$$

I praktiken är den motstrålande ytan sammansatt av flera delytor med olika temperatur och emittans och strålningsutbytet är annorlunda än det som erhålles med hjälp av EKV (5.37). En fullständig beräkning kräver kännedom om yttemperaturer, ytegenskaper och geometriska förhållanden. En sådan beräkning är inte aktuell i det här fallet och approximationen ovan, $\alpha_{is} = 4,9$ har använts vid beräkningarna.

För en del specialfall finns värden på α_{is} bestämda. Se t ex FIG 5.9, som visar beräkningar av hur α_{is} varierar beroende på avstånd från ytterväggshörn och motstrålande ytors egenskaper (Nevander, 1961).

Värmeövergångstalet vid innerytan p g a konvektion är så länge det gäller egenkonvektion beroende av temperaturskillnaden mellan luft och yta och av ytans storlek. Det brukar uttryckas med samband av typen

$$\alpha_{ik} = C(\theta_i - \theta_{iy})^a \quad (5.39)$$

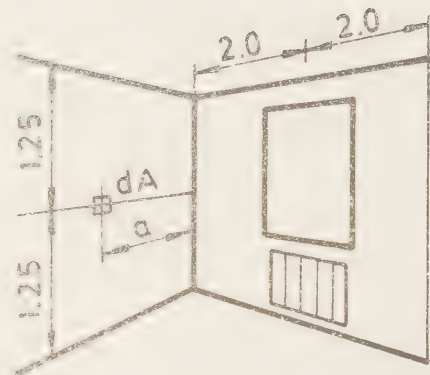
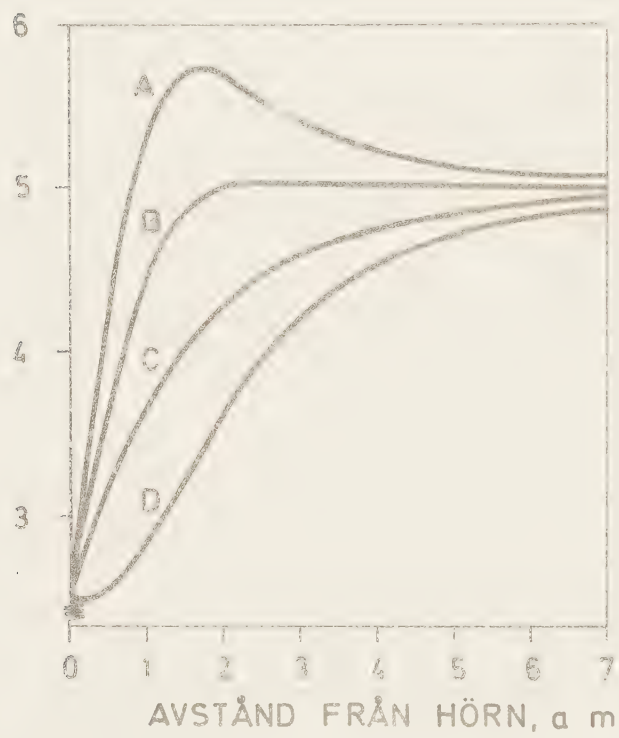
där C, a = konstanter

θ_i = lufttemperaturen

θ_{iy} = yttemperaturen på konstruktionens insida.

Värdena på konstanterna C och a är beroende av ytans orientering och värmeflödets riktning.

STRÅLNINGSÖVERGÅNGSTAL
FÖR YTAN dA
 α_s W/m² · K



- A VÄGGAR + BJÄLKLAG + RADIATOR
- B VÄGGAR + BJÄLKLAG + FÖNSTER + RADIATOR
- C VÄGGAR + BJÄLKLAG
- D VÄGGAR + BJÄLKLAG + FÖNSTER

FIG 5.9. Strålningsövergångstal, α_s , på olika avstånd från ytterväggs-hörn.

Nedanstående värden på α_{ik} vid egenkonvektion brukar anges (Nevander & Bankvall, 1968)

$\alpha_{ik} = 1,9(\theta_i - \theta_{iy})^{0,32}$ för vägg

$\alpha_{ik} = 0,3 - 0,8$ för golv

$\alpha_{ik} = 2,7(\theta_i - \theta_{iy})^{0,25}$ för tak

För en normal välisolerad konstruktion med $\theta_i - \theta_{i,y}$ ca 2° blir då α_{ik} resp 2,3, 0,5 och 3,2.

Med $\alpha_{is} = 4,9$ erhålles då $\alpha_i =$ resp 7,2, 5,4 och 8,1

Detta kan jämföras med SBN 67, som anger $m_i + m_u = 0,17$ varav 0,13 brukar anses utgöra m_i , dvs $\alpha_i = 7,7$.

van Straaten (1967) har sammanställt några länders rekommenderade värden

TAB 5.6. Rekommenderat α_i i olika länder.

	Vägg	Golv	Tak
USA	8,2	6,2	9,3
England	8,1	6,7	9,5
Holland	7,1	5,8	8,1
Sydafrika	9,4	6,9	11,0

I beräkningarna har använts ett konstant värde på $\alpha_i = 8,0 \text{ W/m}^2 \cdot ^\circ\text{C}$. Innetemperaturen, θ_i , antas normalt vara konstant. θ_i kan även ges ett enkelt tidsberoende, t ex en dygnssvängning. En fullständig beräkning av värmebalansen med hänsyn till värmeproduktion, värmetransmission, ventilation o dyl ingår ej i beräkningarna.

5.3 VATTENÅNGHALT UTOMHUS

Uteluftens fuktinnehåll kan beskrivas antingen genom absoluta fuktigheten (vattenånghalten) eller genom temperaturen och relativa luftfuktigheten. Vid beräkningarna i denna rapport används vattenånghalten, c_u kg vattenånga per m^3 fuktig luft, av flera skäl:

- c_u är inte beroende av temperaturen på samma omedelbara sätt som relativa luftfuktigheten
- c_u är tämligen konstant under dygnet
- ånghalten används som potential i flera beräkningsmodeller för fukttransport och därvid behövs c_u som randvillkor
- c_u används för att beräkna luftfuktigheten inomhus, se kap 5.4.

FIG 5.10 visar månadsmedelvärden av ånghalten utomhus för tre orter i Sverige. Dessa värden är beräknade på grundval av månadsmedelvärden av temperatur och relativ luftfuktighet. Detta förenklade sätt att beräkna c_u är motiverat av att data för temperatur och relativ luftfuktighet är mera lättillgängliga än data för c_u . Jämfört med verkliga månadsmedelvärden blir c_u beräknat enligt ovan något för högt under sommaren och något för lågt under vintern. Avvikelserna kan vara i storleksordningen 5 %.

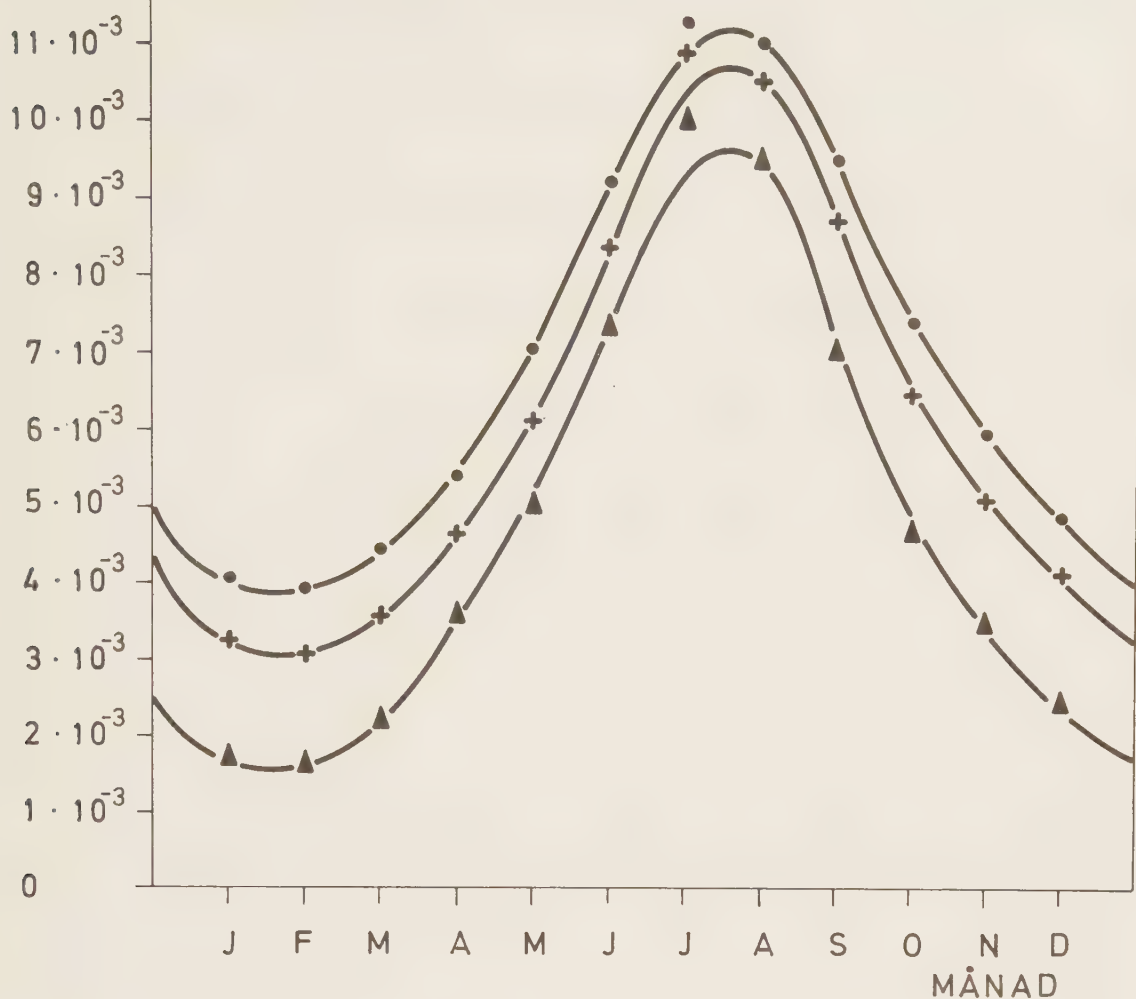
TAB 5.7 visar en jämförelse mellan uppmätta månadsmedelvärden på ånghalten utomhus (c_u') och med hjälp av temperatur och relativ luftfuktighet beräknade värden (c_u). Värdena gäller Lund 1965.

TAB 5.7. Uppmätta månadsmedelvärden (c_u') resp med hjälp av månadsmedeltemperatur och månadsmedelvärde av relativ luftfuktighet beräknade värden (c_u) på ånghalten utomhus. Värdena gäller Lund 1965.

	J	F	M	A	M	J	J	A	S	O	N	D
$c_u \cdot 10^3$	4,4	3,3	4,1	5,6	6,4	9,6	9,8	9,6	9,8	7,6	4,4	4,5
$c_u' \cdot 10^3$	4,5	3,4	4,3	5,6	6,1	9,3	9,4	9,5	9,6	7,6	4,6	4,6

Årsvariationen för c_u har i beräkningarna approximerats med en sinuskurva. Extremvärdena infaller omkring den 1.2 resp 1.8, jämför FIG 5.10.

ÅNGHALT

 $c_u \text{ kg/m}^3$ $12 \cdot 10^{-3}$ 

• LUND

+ STOCKHOLM

▲ HAPARANDA

FIG 5.10. Ånghalt utomhus för Lund, Stockholm och Haparanda.

Dygnsvariationen för ånghalten kan normalt försummas. Vid stabil väderlek är c_u något högre under dagen än under natten, men denna tendens rubbas mycket lätt vid skiftningar i väderleken.

Relativa fuktigheten, som är en funktion av c_u och θ_1 , uppvisar däremot betydande dygnsvariationer. Dessa beror huvudsakligen på lufttemperaturens dygnessvängning.

Ånghalten utomhus kan skrivas

$$c_u(t) = \frac{c_u^{\max} + c_u^{\min}}{2} + \frac{c_u^{\max} - c_u^{\min}}{2} \sin(\omega_2(t + t_0)) \quad (5.40)$$

där $c_u(t)$ = vattenånghalten vid tiden t
 c_u^{max}, c_u^{min} = största resp minsta värde under året
 ω_2 = $(2\pi)/(1 \text{ år})$
 t_0 = tidskonstant vald med hänsyn till begynnelsevillkor.

Speciellt för Lund blir om $t = 0$ vid årsskiftet

$c_u(t) = (7,5 + 3,7 \sin(\omega_2(t - 120 \cdot 24 \cdot 3600))) \cdot 10^{-3}$ (5.41)

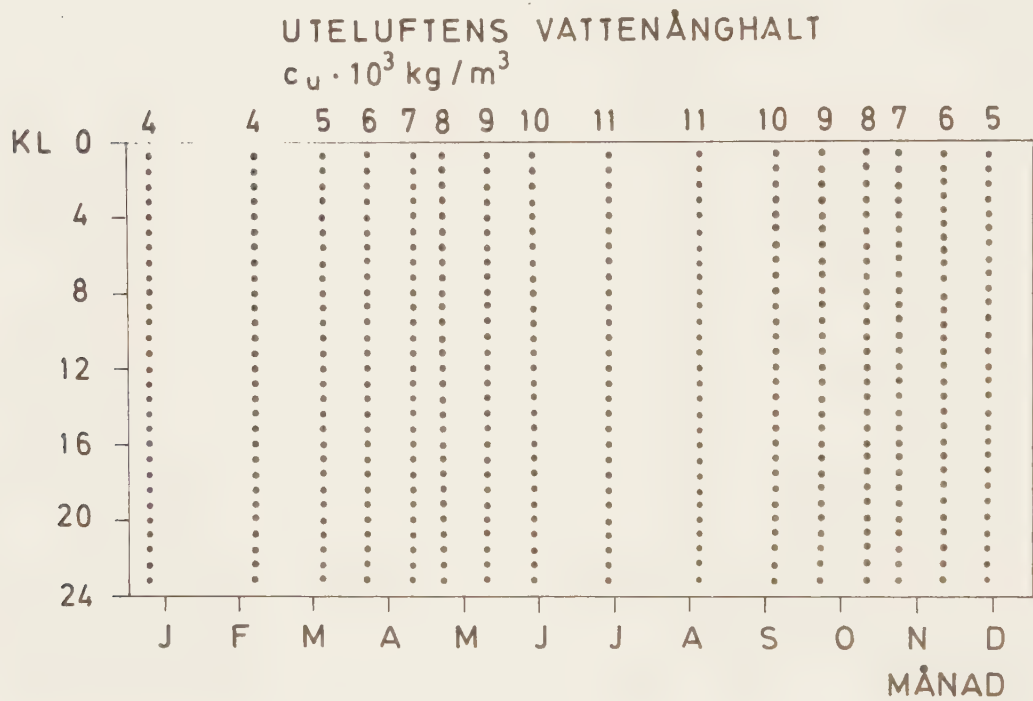


FIG 5.11. Isoplethdiagram över ånghaltens variation över året och över dygnet enligt EKV (5.41). Värdena gäller Lund och är baserade på normalvärden 1931-60.

FIG 5.11 visar i form av ett isoplethdiagram hur c_u enligt EKV (5.41) varierar under året och dygnet. Detta diagram kan jämföras med registrerade data för 1965 från den officiella väderleksstationen vid Geografiska institutionen i Lund, FIG 5.12 (Lindqvist, 1970).

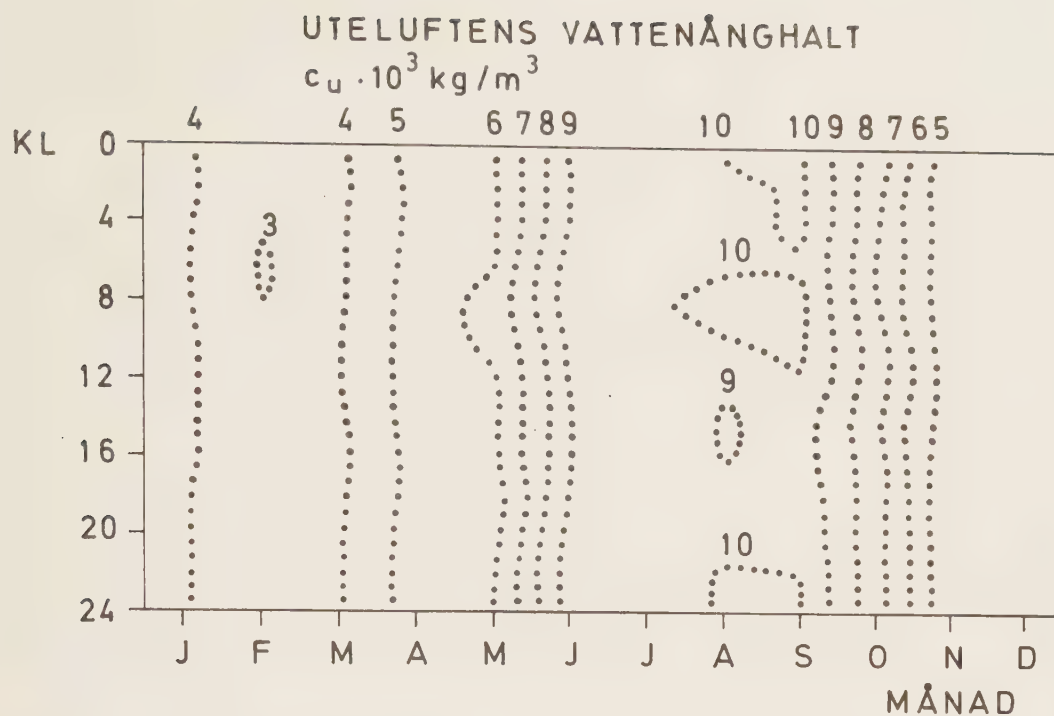


FIG 5.12. Luftfuktigheten 1965 registrerad vid Geografiska institutionen i Lund. I originalfiguren är luftfuktigheten angiven i mmHg ångtryck. 1 mmHg motsvaras emellertid av 10^{-3} kg/m^3 ånghalt med en avvikelse på maximalt några procent.

5.4 VATTENÅNGHALT INOMHUS

Luftfuktigheten inomhus anges - på samma sätt som fuktigheten utomhus - som absolut fuktighet (vattenånghalt, kg/m^3).

Det gängse sättet att ange inneluftens fuktighet i samband med fuktberäkningar har varit temperatur och relativ luftfuktighet (RF). Man har antagit konstanta värden på temperatur och RF och inte tagit hänsyn till att RF i de flesta fall är beroende av fuktigheten utomhus och alltså har en viss årstidsvariation.

För att beräkna luftfuktigheten i ett rum studeras rummets fuktbalans. Rummet antas ha volymen V och vara ventilerat med en intensitet av n luftomsättningar per sekund. Vidare antas vid tiden $t = 0$ att en tillförsel av fukt till rumsluften, G kg/s , påbörjas. Vid tiden t erhålles då sambandet

$$c_i(t) = c_u + \frac{G}{n \cdot V} (1 - e^{-nt}) \quad (5.42)$$

där $c_i(t)$ = ånghalten inomhus vid tiden t (kg/m^3)
 c_u = ånghalten utomhus (kg/m^3)
 G = fukttillförsel (kg/s)
 n = ventilationsintensitet (s^{-1})
 V = rumsvolym (m^3)

Uttrycket inom parentesen $(1 - e^{-nt})$ går relativt snabbt mot 1. Redan efter 2,3 h är parentesens värde 0,9 om $n = 1/3600$. Vid stationära förhållanden blir alltså

$$c_i = c_u + \frac{G}{n \cdot V} \quad (5.43)$$

I ovanstående samband har fukttillförseln G antagits konstant. I praktiken varierar G dels med c_i och dels med aktiviteterna i den studerade lokalen.

Vissa typer av fuktproduktion, t ex avdunstning från fuktiga ytor och fuktavgivning från växter, är en funktion av $(c_{si} - c_i)$, där c_{si} är vattenångans mättnadsånghalt vid rådande rumstemperatur. Andra typer, t ex avdunstning från människor och djur, avdunstning vid matlagning och tillförsel av fukt via ventilationsluften är mindre beroende av c_i .

Även fukttransport genom väggar, golv och tak, kan ses som ett fukttillskott. Mängderna blir på ett ofta komplicerat sätt beroende bl a av byggnadsdelarnas fuktinnehåll, c_i och c_u , där c_u är ånghalten utomhus eller i angränsande rum.

Som framgår av det ovanstående kan G variera av flera skäl. Vid beräkningar brukar emellertid användas ett konstant värde på G som är uträknat som ett dygnsmedelvärde. Detta förfaringssätt är motiverat med hänsyn till dels den ofullständiga kännedomen om G och dess variationer och dels den fukttröghet som de flesta lokaler har. Vid en tillfällig höjning av G , kommer byggnadsmaterial och textilier i lokalen att hygroskopiskt magasinera en del av den höjda fuktproduktionen. Vid perioder med lägre fuktproduktion och därmed lägre c_i torkar materialen och ger därmed lokalen ett tillskott i fukttillförseln. Eventuell ytkondensation på kalla ytor vid förhöjd c_i verkar också utjämnande.

FIG 5.13 ger ett exempel på mätningar som illustrerar dämpningen av fluktuationerna. Mätningarna är gjorda av Ronge (1961) och visar skillnaden mellan uppmätt och beräknad c_i vid en fuktbelastning $G \approx 17 \cdot 10^{-5}$ kg/s i ett 29 m^3 rum. Vid beräkningen har antagits att hygroskopisk absorption eller kondensation ej sker.

Liknande studier har gjorts av t ex Horie (1965) och Kunzel (1960).

Croiset (1968) har gjort försök att beräkna storleken på fukttillskotten i en lägenhet bebodd av fyra personer. Han delar upp fuktproduktionen i

- Kontinuerlig produktion: varje person avdunstar ca $1,4 \cdot 10^{-5}$ kg/s och antas vistas i lägenheten 16 timmar per dygn. Detta ger en total produktion på 3,2 kg/dygn. Det bör här påpekas att fuktproduktionen från människan tillfälligt kan mer än tiodubblas vid livlig aktivitet och hög omgivningstemperatur. Till den kontinuerliga produktionen bör även räknas olika slag av avsiktlig befuktning, fuktavgivning från växter samt fukttransporter genom väggar, golv och tak.
- Diskontinuerlig men regelbundet återkommande produktion: från kök, dvs disk och matlagning 0,7 kg på morgonen, 0,8 kg på middagen och 1,7 kg på kvällen. Toalett och badrum producerar ca 0,6 kg per dygn.
- Diskontinuerlig och oregelbundet återkommande produktion: tvätt 3 kg per vecka, torkning 9 kg per vecka och städning 0,3 kg per vecka.

INNELUFTENS ÅNGHALT

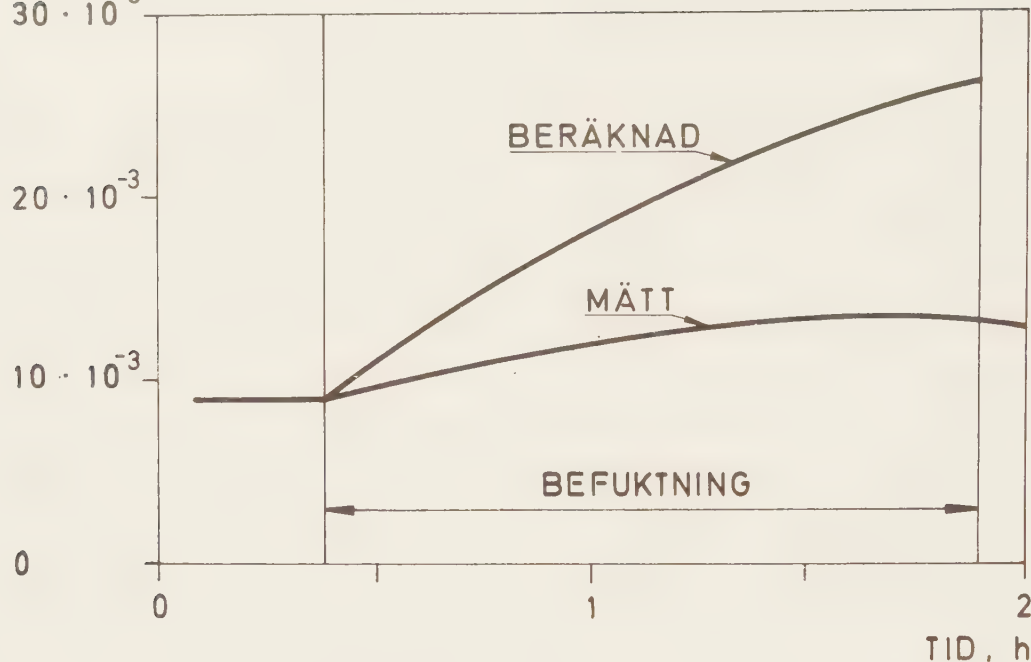
 $c_i \text{ kg/m}^3$ $30 \cdot 10^{-3}$ 

FIG 5.13. Beräknad och observerad ånghalt i möblerade rum. Kurvorna utgör medelvärden av försök i tegel- och betonghus (Ronge, 1961).

Totalt beräknar alltså Croiset ca 10 kg per dygn eller $G = 12 \cdot 10^{-5} \text{ kg/s}$.

Croisets siffror är förmodligen ej direkt tillämpliga på svenska förhållanden, men bör ge en uppfattning om storleksordningen på G . För en svensk normalfamilj verkar fuktproduktionen i toalett och badrum vara väl lågt räknad. Detta kan emellertid kanske kompenseras av de höga värden Croiset anger för tvätt och torkning av tvätt, som i Sverige oftast sker i speciella utrymmen (tvättstugor, torkrum).

För att kunna beräkna faktorn $G/(n \cdot V)$ i EKV (5.43) måste förutom fuktproduktionen även ventilationsintensiteten, n , vara känd.

SBN 67 anger som undre gräns för luftväxlingen i lägenhet i flerfamiljs-hus

$$q = 2,2 - 0,004 \cdot A \quad (5.44)$$

där q = normvärde för luftväxling ($\text{m}^3/\text{m}^2 \cdot \text{h}$)

A = lägenhetens totala yta

För en 90 m^2 lägenhet erhålles alltså en luftväxling på $166 \text{ m}^3/\text{h}$ dvs
 $n \cdot V = 4,6 \cdot 10^{-2} \text{ m}^3/\text{s}$. Luftomsättningen, n , blir $4,6 \cdot 10^{-2} / (2,5 \cdot 90) =$
 $= 2,04 \cdot 10^{-4} \text{ s}^{-1}$.

För enfamiljshus finns endast bestämmelser om erforderliga ventilationsanordningar. Elmroth & Höglund (1970) har i småhus uppmätt luftomsättningar i samma storleksordning som beräknats ovan för lägenheter,
 $n = 1,6 - 2,2 \cdot 10^{-4} \text{ s}^{-1}$.

Med en fuktproduktion enligt Croiset och en luftväxling enligt ovan erhålles alltså $G/(n \cdot V) = 2,6 \cdot 10^{-3} \text{ kg/m}^3$.

Eftersom frånluftsdonen normalt är placerade i de rum som har störst fuktproduktion, kök och badrum, kommer hela fukttillskottet aldrig att fördelas jämnt i hela lägenheten och siffran $2,6 \cdot 10^{-3}$ är troligen för låg i kök och badrum och i högsta laget i övriga utrymmen.

För att få en uppfattning om hur fukten fördelar sig, förenklas en lägenhet till att bestå av två rum (kök och vardagsrum) sammanbundna med en korridor. Lägenheten ventileras med $72 \text{ m}^3/\text{h}$ ($2 \cdot 10^{-2} \text{ m}^3/\text{s}$). Luften evakueras genom frånluftsdon i köket. Tilluften släpps in genom otätheter i vardagsrummet. I köket pågår en fuktproduktion $G \text{ kg/s}$, se FIG 5.14. Hur påverkas ånghalten i vardagsrummet av fuktproduktionen i köket? I resp rum antas perfekt omröring av luften.

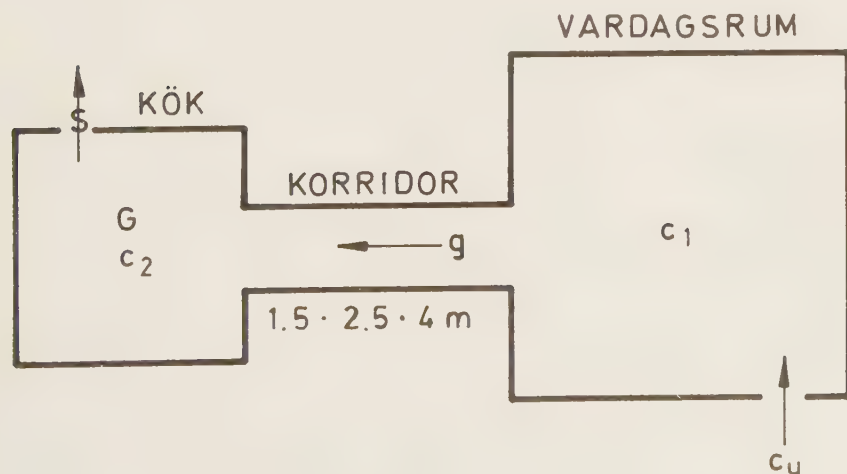


fig 5.14. Schematisk lägenhet bestående av kök och vardagsrum sammanbundna med en korridor.

Luften antas strömma likformigt genom korridoren med hastigheten

$v = 2 \cdot 10^{-2} / (1,5 \cdot 2,5) \text{ m/s}$. Fuktblödestätheten genom korridoren blir då (Sandberg, 1971)

$$g = v \cdot \left(c_1 - \frac{c_1 - c_2}{\frac{v}{\delta} \cdot d} \right) \text{ kg/m}^2 \cdot \text{s} \quad (5.45)$$

där v = lufthastigheten (m/s)
 c_1, c_2 = ånghalt i resp rum (kg/m³)
 d = korridorens längd = 4 (m)
 δ = luftens diffusionstal = $250 \cdot 10^{-7}$ (m²/s)

Med insatta värden

$$g = \frac{2 \cdot 10^{-2}}{1,5 \cdot 2,5} \left(c_1 - \frac{c_1 - c_2}{\frac{2 \cdot 10^{-2} \cdot 4}{1 - e^{1,5 \cdot 2,5 \cdot 250 \cdot 10^{-7}}}} \right) \approx \frac{2 \cdot 10^{-2}}{1,5 \cdot 2,5} (c_1 - 0)$$

Fuktblödet genom korridoren blir alltså $G_k = 2 \cdot 10^{-2} \cdot c_1 \text{ kg/s}$ dvs fukttransporten sker genom konvektion och diffusionen är helt försumbar. Ånghalten i vardagsrummet blir $= c_u$ och i köket $c_u + G/(2 \cdot 10^{-2})$.

Förmodligen är antagandet om likformig strömning i korridoren inte realistiskt. Tilluften är normalt kallare än inneluften och en hastighetsfördelning i korridoren enligt FIG 5.15 är den troligaste.



FIG 5.15. Vertikalsektion genom schematisk lägenhet.

Med neutrala skiktet beläget på 1/4 av rumshöjden från taket blir flödet kök–vardagsrum $0,25 \cdot 10^{-2} \text{ m}^3/\text{s}$ och vardagsrum–kök $2,25 \cdot 10^{-2} \text{ m}^3/\text{s}$.

Fuktbalansen i resp rum blir då

$$\begin{aligned} G + 2,25 \cdot 10^{-2} \cdot c_1 - 0,25 \cdot 10^{-2} \cdot c_2 - 2 \cdot 10^{-2} \cdot c_2 &= 0 \\ 0,25 \cdot 10^{-2} \cdot c_2 - 2,25 \cdot 10^{-2} \cdot c_1 + 2 \cdot 10^{-2} \cdot c_u &= 0 \end{aligned} \quad (5.46)$$

vilket ger

$$\begin{aligned} c_1 &= c_u + \frac{1}{9} \cdot \frac{G}{2 \cdot 10^{-2}} \\ c_2 &= c_u + \frac{G}{2 \cdot 10^{-2}} \end{aligned} \quad (5.47)$$

Kökets ånghalt är oförändrad medan vardagsrummets stigit endast med $\frac{1}{9} \cdot \frac{G}{2 \cdot 10^{-2}}$.

Trots en viss återströmning i korridoren är alltså vardagsrummets ånghalt tämligen oberoende av kökets fuktproduktion.

Av exemplet ovan kan man dra slutsatsen att fuktfördelningen inom en lägenhet är helt beroende av hur luften strömmar. Luftströmmarna är i sin tur styrda av ventilationssystem, otätheter, vindförhållanden och termisk drivkraft.

Vid en undersökning som gjordes av Statens Institut för byggnadsforskning vintern 1965 i omkring 800 hushåll i Kiruna, Luleå och Sundsvall erhöles värden på $G/n \cdot V$ i storleksordningen $3 - 4 \cdot 10^{-3} \text{ kg/m}^3$ (Eriksson, 1966). Mätningarna är gjorda i lägenheternas vardagsrum, och ca hälften av hushållen hade någon form av befuktningsanordning. De i denna undersökning uppmätta värdena ligger något högre än det tidigare beräknade, vilket skulle kunna förklaras dels av befuktningen och dels av att ventilationsintensiteten - av komfortskäl och av ekonomiska skäl - antagligen är lägre under vintern.

Ronge (1961) har mätt relationen mellan ånghalten inomhus och utomhus. FIG 5.16 avser sovrum i betonghus. Av figuren framgår att $G/(n \cdot V) \approx 3 \cdot 10^{-3}$. Vid låga värden på c_u , vilka sammanfaller med låg utetemperatur stiger värdet på $G/(n \cdot V)$. Detta kan förklaras av den tidigare nämnda reduceringen av luftomsättningen under vintern samt av rummets

fukttröghet. Vid exceptionellt låg luftfuktighet avdunstar fukt från byggnadsmaterial och textilier och ökar värdet på G.

INNELUFTENS ÅNGHALT

c_i kg/m³

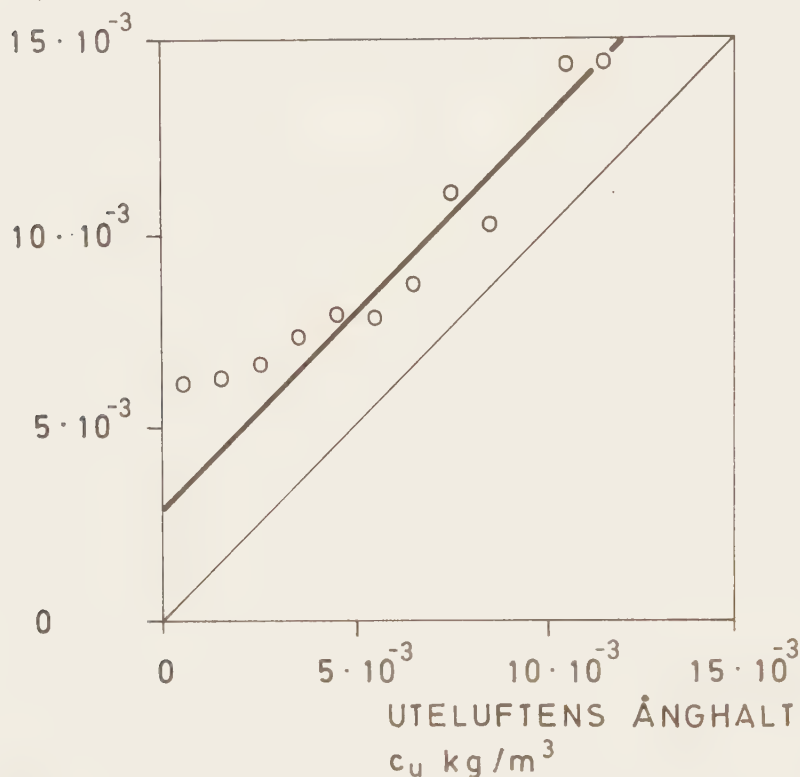


FIG 5.16. Relationen mellan ånghalt utomhus och inomhus för sovrum i betonghus. Luftfuktigheten är i originalet angiven som ångtryck i mmHg. 1 mmHg motsvaras med god noggrannhet av 10^{-3} kg/m³ ånghalt.

Canadensiska mätningar (Kent, Handegord & Robson, 1966) visar en tydlig hysteresiseffekt så att ånghalten inne är lägre under våren än under hösten. FIG 5.17 visar ånghalten inomhus som funktion av utelufttemperaturen uppdelat på perioderna januari-juli och augusti-december. Värdena är månadsmedelvärden för tre olika husgrupper.

Förklaringen till hysteresiseffekten är förmodligen den ovan nämnda fukttrögheten. En del av skillnaderna mellan vår och höst kan eventuellt bero på att uteluftens ånghalt vid en viss temperatur är något högre på hösten, dvs RF utomhus är något högre på hösten än våren.

INNELUFTENS ÅNGHALT

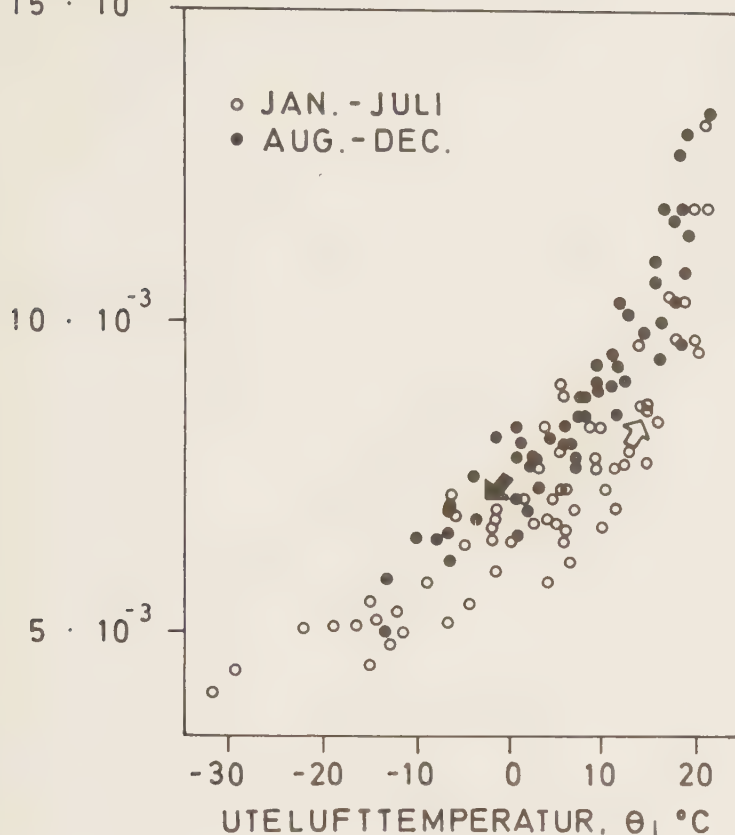
 c_i kg/m³ $15 \cdot 10^{-3}$ 

FIG 5.17. Ånghalten inomhus som funktion av utelufttemperaturen enligt mätningar i Canada.

Tendensen $-G/(n \cdot V)$ ökar vid sjunkande temperatur - illustreras även av FIG 5.18 (Schüle & Lutz, 1962). $c_i - c_u$ har studerats i kök, vardagsrum och sovrum vid en undersökning i Sydtyskland.

Polska mätningar, gjorda 1964-65, visar liknande resultat (Sliwowski, 1972).

Vid en undersökning av luftfuktigheten i en kontorsbyggnad erhöles vid mätningar under tiden september 1958 - december 1959 samband mellan c_i och c_u enligt FIG 5.19 (Gammel, 1961). Värdet på $G/n \cdot V$ är i storleksordningen $2 \cdot 10^{-3}$ kg/m³.

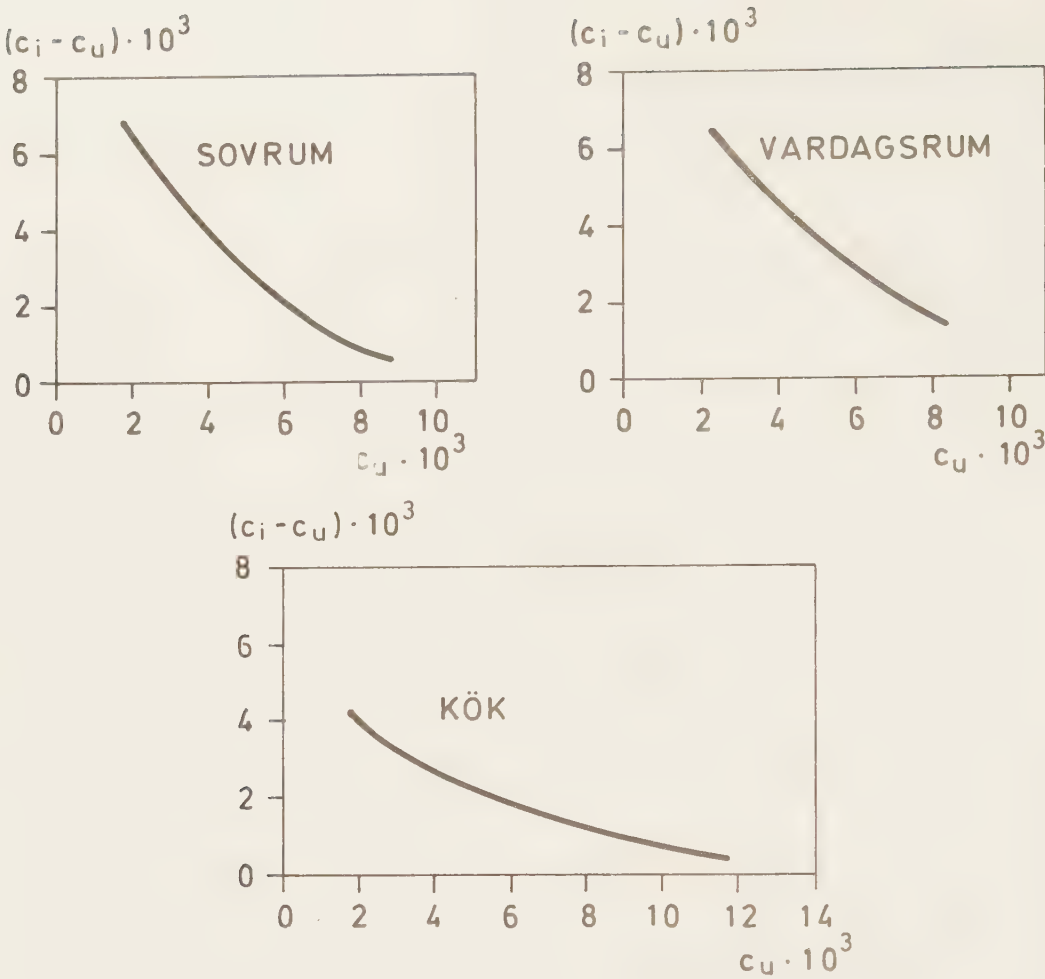


FIG 5.18. Skillnaden $c_i - c_u = FT$ som funktion av c_u enligt mätningar i södra Tyskland.

Vid beräkningar har kvoten $G/(n \cdot V)$ kallats FT (fukttillskott). Som riktvärden för FT kan användas

FT:	Lokal:
0,002	Kontor, bostad (torra rum), torr industri
0,004	Bostad (kök och badrum), halvfuktig industri
0,006	Fuktig industri

Dessa värden motsvarar vid en inomhustemperatur av 22°C luftfuktigheter varierande ungefär mellan

FT	Södra Sverige	Norra Sverige
0,002	30 - 70 %	20 - 60 %
0,004	40 - 80 %	30 - 70 %
0,006	50 - 90 %	40 - 80 %

INNELUFTENS ÅNGHALT

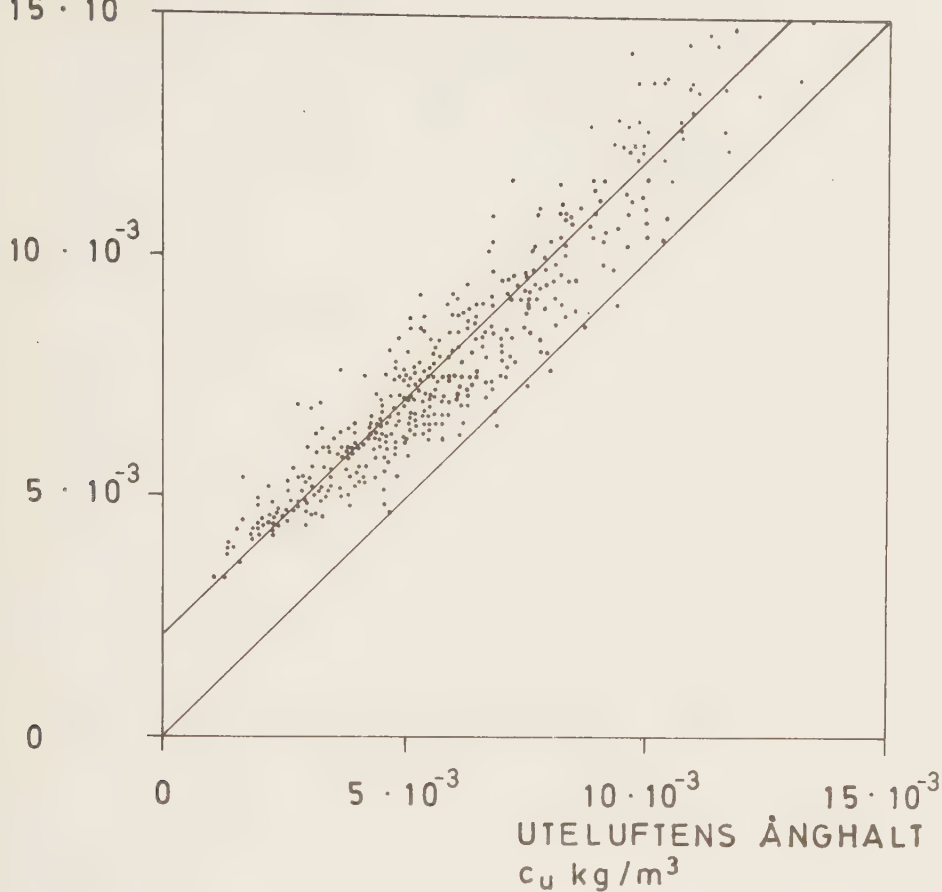
 $c_i \text{ kg/m}^3$ $15 \cdot 10^{-3}$ 

FIG 5.19. Dygnsmedelvärden av c_i och c_u vid mätningar i ett kontorshus. Luftfuktigheten är i originalet angiven som ångtryck i mmHg. 1 mmHg motsvaras emellertid med god noggrannhet av 10^{-3} kg/m^3 ånghalt.

I byggnader med luftkonditionering regleras luftfuktigheten artificiellt genom fukttillförsel med tilluften. I somliga lokaler (vissa industrier, datacentraler mm) krävs en konstant relativ luftfuktighet medan i andra lokaler luftfuktigheten tillåts variera inom ett område med en viss undre (och ev även övre) gräns.

FIG 5.20 ger en föreställning om hur c_i varierar med c_u i olika fall.

INNELUFTENS ÅNGHALT

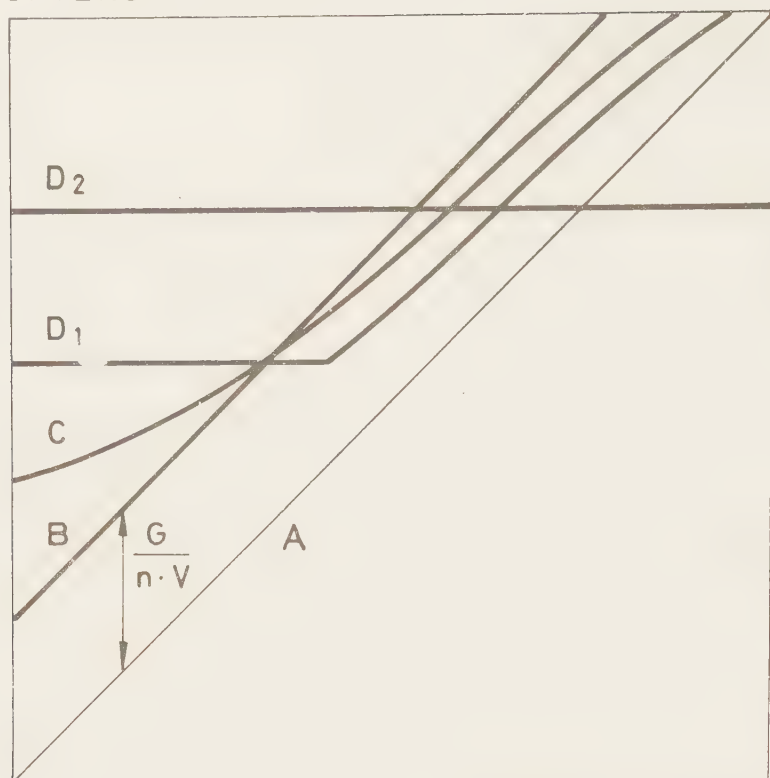
 c_i
 kg/m^3

 UTELUFTENS ÅNGHALT
 $c_u \text{ kg/m}^3$

 FIG 5.20. Sambandet mellan c_i och c_u i olika fall.

 A: ingen fukttillförsel $c_i = c_u$

 B: enligt EKV $c_i = c_u + G/n \cdot V$

C: enligt mätningar, t ex Ronge (1961)

D: olika typer av befuktning

5.5 SLAGREGN

När det regnar och blåser samtidigt kommer regndropparna att falla snett. Den horisontella komponenten av regnet brukar kallas slagregn. Om slagregn träffar en icke vattenavvisande väggyta kommer vatten att sugas in och fukthalten i väggen att ändras. Vid beräkning av fukttillståndet i väggar måste alltså i vissa fall slagregnet tas med i beräkningarna.

Det fria slagregnet, dvs det slagregn som träffar en vertikal yta i en av bebyggelse ostörd luftström, mäts sedan 1963 på 14 platser i Sverige av Statens institut för byggnadsforskning (Järnmark, 1968). Mätningarna visar att den årliga slagregnsmängden i farligaste riktningen ligger mellan 100 och 500 kg/m² (mm). Mest utsatt är västkusten, därefter Skånes sydkust, medan övriga landet har värden under 250 mm.

På grund av strömningsförhållandena omkring en byggnad, träffar bara en del av det fria slagregnet byggnaden. Som dimensionerande värde kan 50 % användas (Nevander, 1972). Detta värde gäller primärt fasadens kanter. Mitt på fasaden blir slagregnsmängderna betydligt mindre. Man kan emellertid normalt inte dimensionera en vägg olika på mitten och kanten, varför 50 % har använts här.

Av det regn som träffar byggnaden hinner vid vissa material inte allt sugas in i väggen utan en vattenfilm bildas på ytan och en del av regnet rinner av fasaden. Nederbördens intensitet och varaktighet jämte materialets kapillärsugande egenskaper är avgörande för om filmbildning skall ske eller inte. För fasadtegel, som är det enda material som har behandlats i beräkningarna, kan man under normala förhållanden säga att allt regn som träffar fasaden sugas upp av teglet (Nevander, 1972). Detta antagande, som i varje fall ger resultat på säkra sidan, har använts vid beräkningarna.

Med maximalt fritt slagregn 500 kg/m³ blir alltså fasadslagregnet 250 kg/m². Denna mängd har fördelats på året som fem "stora" regn på 20 kg/m² och 30 "små" regn på 5 kg/m², enligt TAB 5.8. Fördelningen har gjorts så att månadssummorna i stort sett sammanfaller med uppmätta värden.

TAB 5.8. Slagregnets fördelning över året. Siffrorna anger kg/m^2 (mm).

Datum	Månad											
	J	F	M	A	M	J	J	A	S	O	N	D
1	5	5	5	5	5	5	5	20	20	20	20	20
10	5				5	5	5	5	5	5	5	5
15		5	5	5						5	5	
20	5				5	5	5	5	5	5	5	5

I programmet finns som alternativ möjlighet att lägga in SR1 st slagregn av storleken SR2 kg/m^2 och SR3 st av storleken SR4 slumpmässigt fördelade över året.

Den mängd slagregn som träffar fasaden vid varje regntillfälle antas sugas upp och fördelas så att materialet fylls successivt utifrån upp till den kritiska fukthalten. Därefter antas fukthalten stiga likformigt över hela materialskiktet, jfr FIG 5.21.

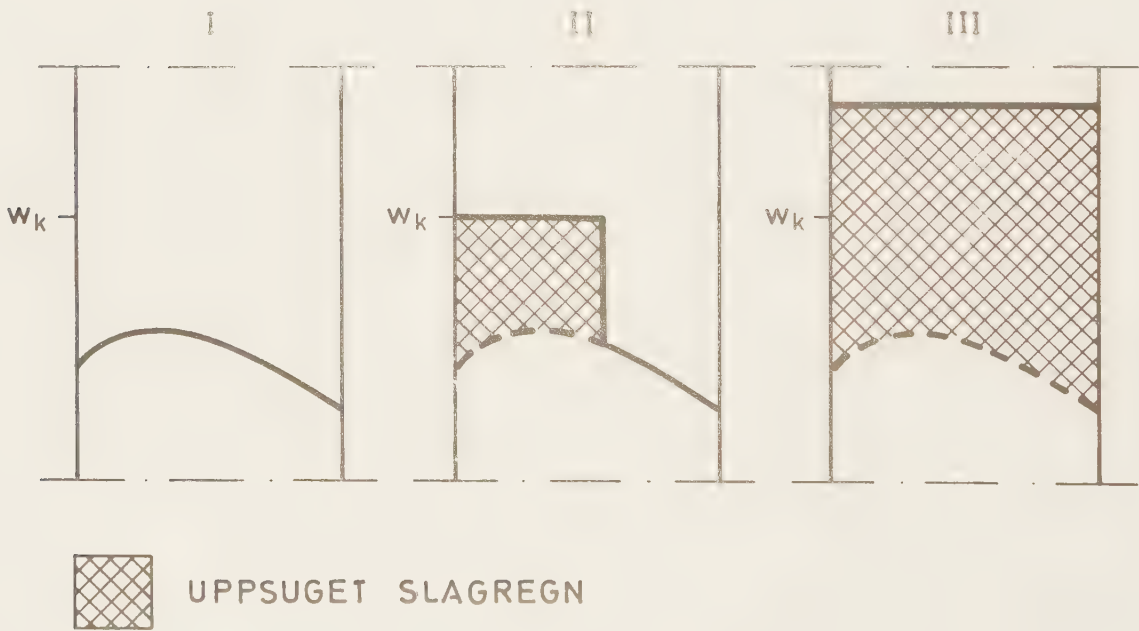


FIG 5.21. Fukthaltsfördelning i tegelskal före (I) och efter slagregn (två fall, II och III).

5.6 SNÖTÄCKE

Snötäcke på ett tak påverkar primärt temperaturförhållanden och värme-flöden och därmed även sekundärt fuktförloppen i taket.

När det snöar kommer snön att lägga sig på taket och bilda ett extra värmeisolerande skikt. Detta skikt kommer att tillväxa i tjocklek tills temperaturen i takytan stigit till 0° . Därefter sker en avsmältning av snön underifrån. Vid en viss utetemperatur finns alltså en övre gräns för snötäckets värmemotstånd. Denna gräns är beroende av utetemperaturen och takets k-värde. Så länge snö ligger på taket kan yttemperaturen ej stiga över 0°C , även om utetemperaturen är högre.

Vid låga utetemperaturer verkar snötäcket som en tillskottsisolering. Detta uppvägs delvis av att snön har hög reflektionsfaktor 0,7-0,8, dvs $\alpha = 0,2 - 0,3$, vilket innebär att möjligheterna att tillgodogöra sig solstrålningen är dåliga.

Eftersom det visat sig vara svårt att bestämma snöskiktets värmemotstånd har beräkningar gjorts för två gränfall. I det ena fallet har yttemperaturen på taket under hela snöperioden satts till 0°C och i det andra har snöskiktets värmemotstånd antagits vara noll och utetemperaturen lika med lufttemperaturen (dvs $\alpha = 0$), dock ej högre än 0°C . Se FIG 5.22.

TEMPERATUR, $^{\circ}\text{C}$

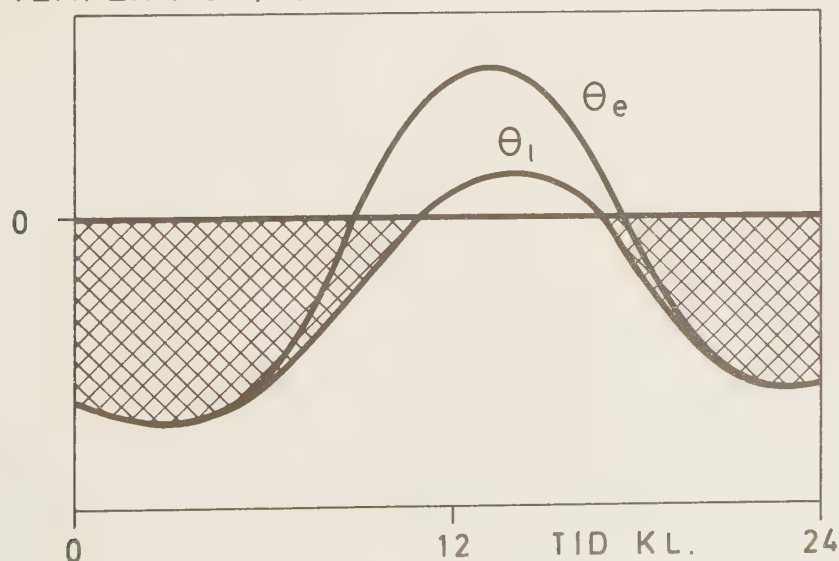


FIG 5.22. Gränsvärden för takets yttemperatur vid snötäcke. Den verkliga yttemperaturen ligger inom markerat område.

I de fall snötäcke har förutsatts i beräkningarna, har för norra Sverige antagits att snön ligger från 1.12 till 1.4 och i södra Sverige 1.1 till 1.3.

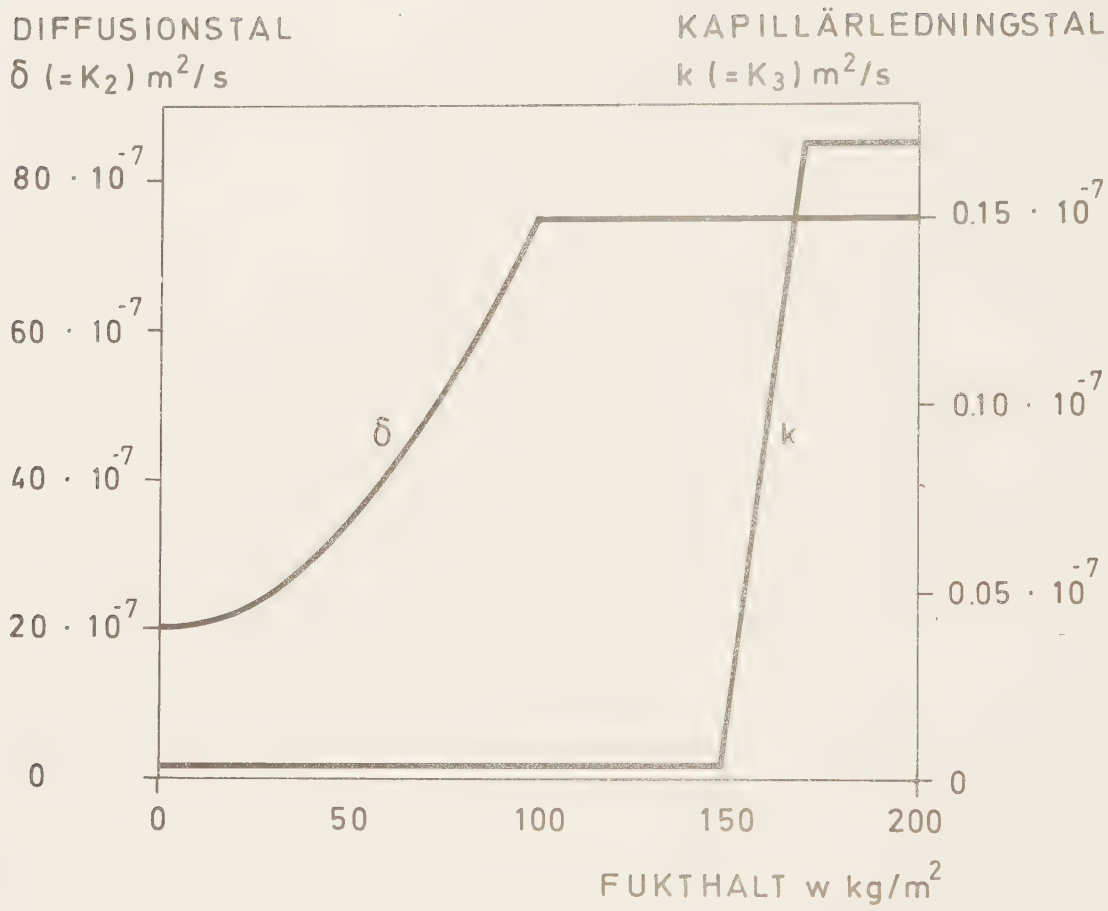


FIG 6.1. Diffusionstal och kapillärledningstal för gasbetong, $\gamma = 500 \text{ kg/m}^3$.

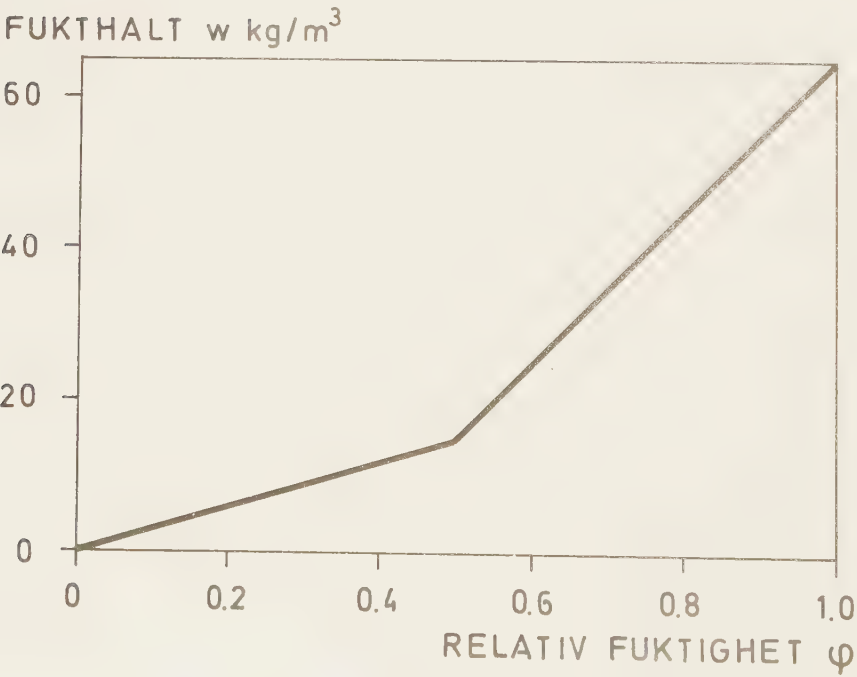


FIG 6.2. Sorptionskurva för gasbetong, $\gamma = 500 \text{ kg/m}^3$.

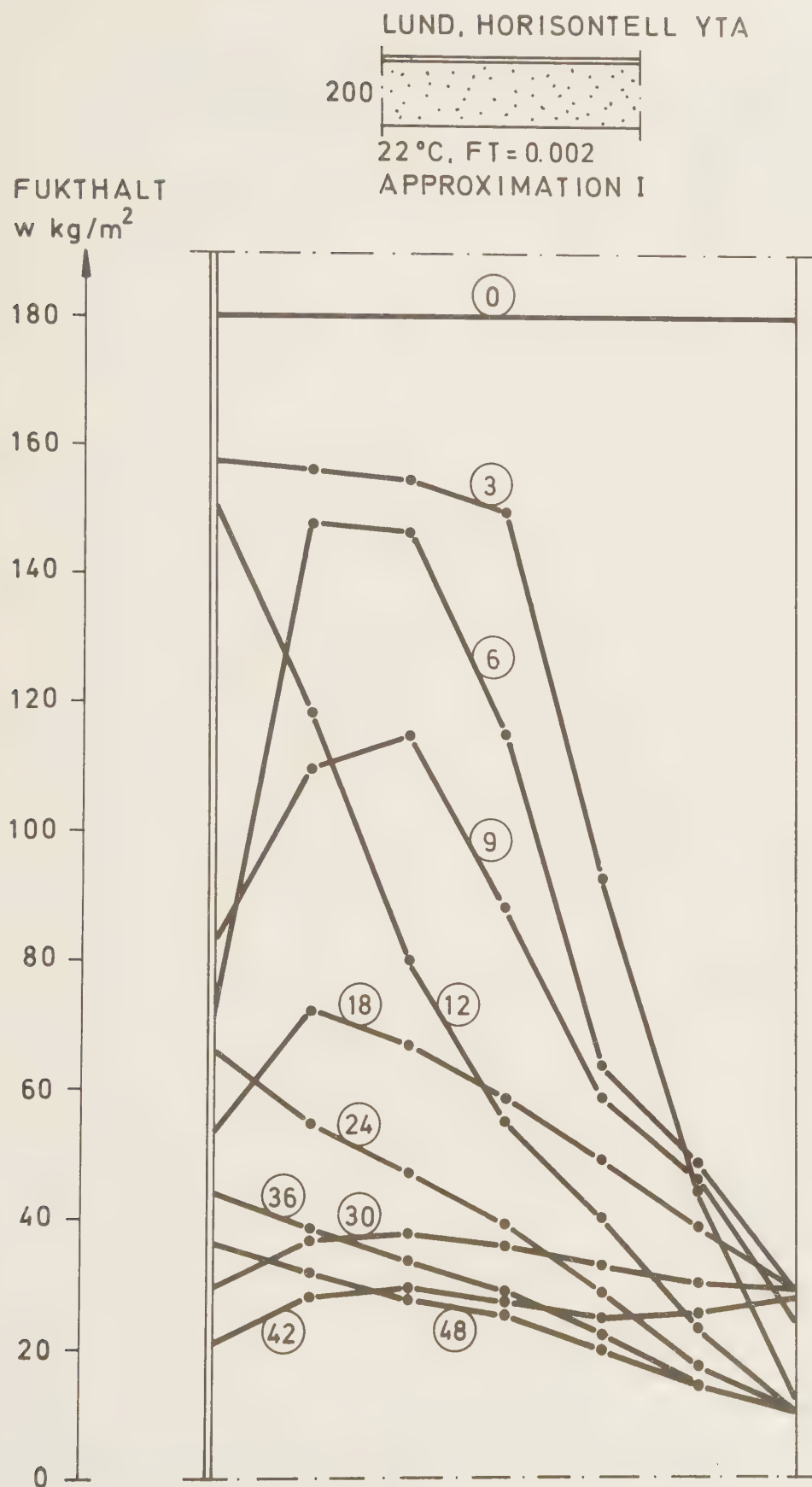


FIG 6.3. Fukthaltens fördelning vid olika tidpunkter i 20 cm gasbetongtak. Siffrorna anger tid i månader efter beräkningens start (= 1 januari).

6.1.1 Antal skikt och tidsintervallets längd

Som tidigare nämnts är beräkningsmodellen med sina komplicerade randvillkor och sin koppling mellan temperatur- och fuktfält så komplex att det har visat sig svårt att ställa upp ett konventionellt konvergensvillkor. Det konvergensvillkor som har använts är därför:

$$\frac{\Delta t}{\Delta x^2} < C_k \quad (6.3)$$

där Δt = tidssteg (s)

Δx = skikttjocklek (m)

C_k = konstant

Värdet på C_k har bestämts genom att observera vid vilken kombination av Δt och Δx beräkningarna har blivit instabila.

Normalt har använts en skikttjocklek $\Delta x = d/6$, där d är konstruktionens totala tjocklek. Denna indelning bör ge tillräcklig noggrannhet i beräkningarna (Carslaw & Jaeger, 1959). Med $\Delta x = d/6$ måste Δt_f väljas < 2 h vid fuktberäkningen och $\Delta t_\theta < 0,5$ h vid temperaturberäkningen för att konvergensvillkoret skall vara uppfyllt. Beräkningar av fuktfältet med $\Delta t_f = 1$ h samt $\Delta t_f = 0,5$ h gav resultat med avvikelser mindre än $0,2 \text{ kg/m}^3$ i något skikt.

För att undersöka hur skiktindelningen påverkar resultaten gjordes beräkningar med $\Delta x = d/12, d/4, d/3$ och $d/2$ förutom det normala $\Delta x = d/6$. Randvillkoren var: uteklimat Lund och inneklimate 22°C , $FT = 0,002$ och temperaturfältet bestämdes enligt approximation III (se nedan). För $\Delta x = d/12$ var avvikelserna från $\Delta x = d/6$ försumbara, $< 1 \text{ kg/m}^3$ i något skikt. FIG 6.4 visar resultaten för övriga skiktindelningar 0,5 och 2 år från beräkningarnas början. Figuren visar att en indelning i 3 eller 4 skikt i många fall kan ge tillräcklig noggrannhet medan 2 skikt ger mera betydande avvikelser.

Beräkningarna för gasbetongtaket har genomgående utförts med lösningsmetod enligt Crank-Nicolson. En beräkning kontrollerades med framåtdifferensmetod, $\Delta x = d/6$, $\Delta t = 1$ h och gav identiskt lika värden.

LUND HORIZONTELL YTA

200

22 °C, $FT = 0.002$

APPROXIMATION III

ANTAL SKIKT	W MEDEL EFTER	
	0.5 ÅR	2 ÅR
● 6	98.6	37.6
○ 4	93.3	36.6
△ 3	90.1	36.3
□ 2	85.7	34.2

FUKTHALT
w kg/m³

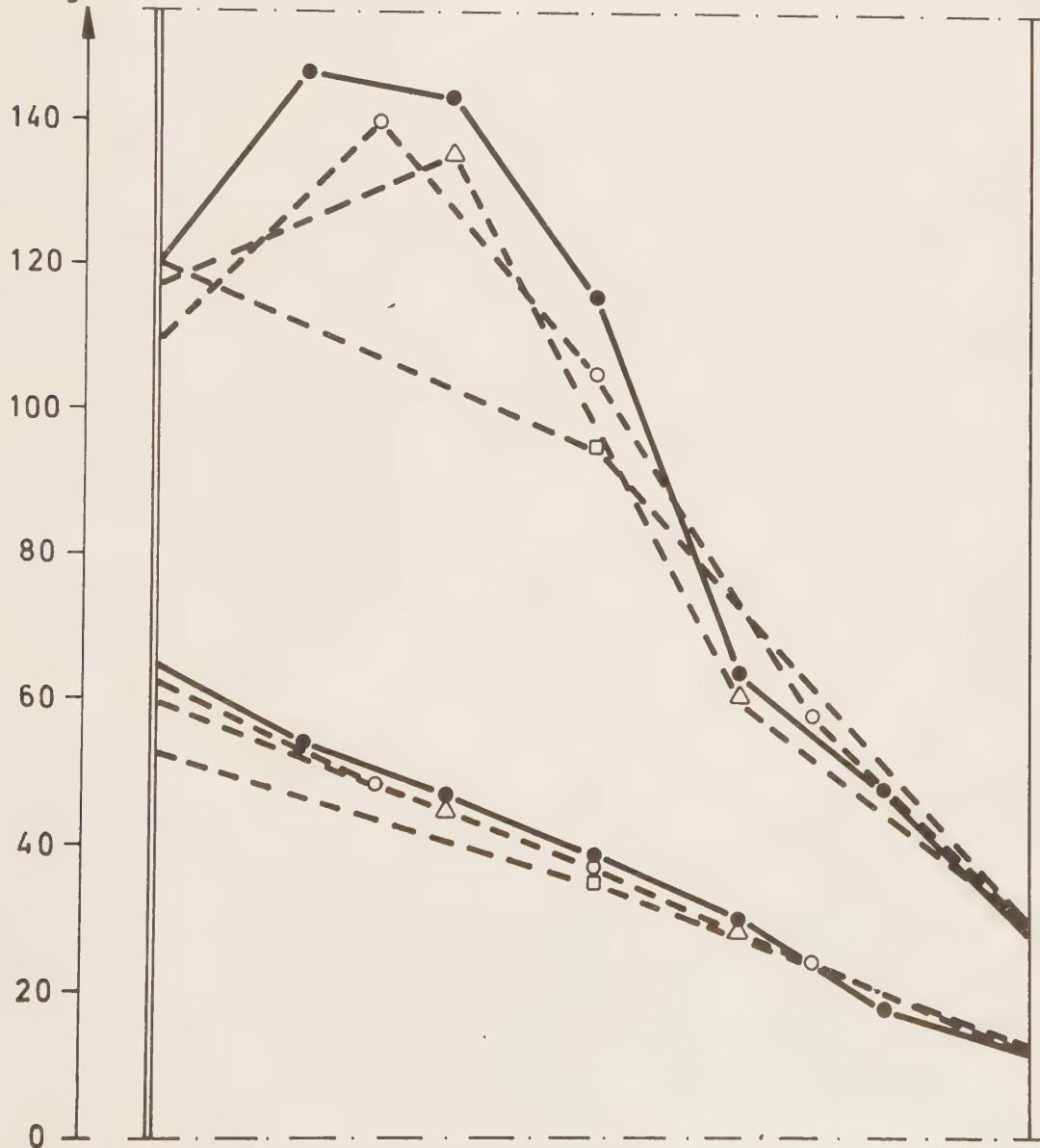


FIG 6.4. Fukthaltens fördelning i gasbetongtak efter 0,5 resp 2 år vid olika skiktindelningar. Beräkningen startade i januari med en jämnt fördelad byggfukt 180 kg/m³.

6.1.2 Förenklingar i beräkningen av temperaturfältet

Eftersom temperaturledningstalet är avsevärt större än fuktdiffusiviteten för gasbetong, måste temperaturberäkningen genomföras med förhållandevis små tidssteg och blir alltså mycket tidskrävande. Dessutom åtgår tid för att beräkna molnighetstillstånd och tillhörande värde på instrålningen för varje tidssteg. Det ligger därför nära till hands att försöka förenkla och approximera beräkningen av temperaturfältet för att spara räknetid. Förenklingarna har gjorts i sju steg, vilka redovisas nedan.

Approximation I: Fullständig beräkning av det icke-stationära temperaturfältet med randvillkor som beskrivs i kap 5. För varje tidssteg i fuktberäkningen bestämmer ett slumpstal vilket molnighetstillstånd som råder. För varje månad bestäms värden på GKLR och GMUL (se FIG 5.7), vilka bildar gräns för de intervall som slumpstalet skall falla inom för att man skall få mulet, halvkligt resp klart väder. Molnighetstillståndet kommer alltså att väljas slumpmässigt och oberoende av föregående tidssteg. Observera att fuktberäkningen och temperaturberäkningen göres med olika tidssteg. Ekvivalent utetemperatur bestäms med hänsyn till molnighetstillstånd, konstruktionsdelens orientering (syd-, nord-, västfasad eller horisontell yta), geografiskt läge, samt tidpunkt på dygnet och året. Värmeledningstal och specifikt värme varierar med fukthalten i materialet.

Approximation II: För att slippa hela beräkningen av det icke-stationära temperaturfältet antas att materialet saknar värmekapacitet och att värmeledningstalet är konstant, dvs temperaturfördelningen genom konstruktionen är vid varje tidpunkt linjär. Med kännedom om innetemperatur och ekvivalent utetemperatur kan då temperaturfördelningen lätt beräknas då den erfordras, vilket är en gång för varje tidssteg i fuktberäkningen. Värmeledningstalet bestäms med hänsyn till fukthalten i det skikt som ligger mitt i materialet.

Approximation III: Vid beräkning enligt approximation II kommer temperaturerna att variera mycket kraftigt eftersom materialets dämpning är eliminerad. För att göra förhållandena mer realistiska och samtidigt spara beräkningstid har även utemperaturen dämpats enligt

$$\theta_u = \theta_l + KI_1 \cdot \frac{\alpha \cdot I_{klar}}{\alpha_u} \quad (6.4)$$

där θ_u	= ekvivalent utetemperatur	(°C)
θ_l	= lufttemperatur	(°C)
KI_1	= konstant	(-)
α	= ytterytans absorbtans, 0,9	(-)
I_{klar}	= kortvågig instrålning under klar dag	(W/m ²)
α_u	= yttre värmeövergångstal	(W/m ² · °C)

Inverkan av olika molnighet har alltså tagits bort och varje dag antas lika mulen. Erfarenheter från ett flertal beräkningar av gasbetongkonstruktioner visar att värdet på konstanten KI_1 blir omkring 0,60, dvs varje dag antas instrålningen vara 60 % av den vid klart väder rådande. Detta kan jämföras med den medelstrålning som erhålles vid beräkning enligt approximation I eller II. Under sommarhalvåret, då strålningen har störst betydelse, är antalet mulna, halvmulna och klara dagar omkring 10, 15 resp 5 per månad, dvs (jfr kap 5):

$$KI_1 \cdot 1,10 \cdot I_{DN} = \frac{10}{30} \cdot 0,25 (0,10 + \sin h) \cdot I_{DN} + \frac{15}{30} (0,5 + 0,08 + 0,3 \cdot \sin h) I_{DN} + \frac{5}{30} \cdot 1,10 \cdot I_{DN} \quad (6.5)$$

Med $\sin h = 0,5$ blir

$$KI_1 = 0,55 \quad (6.6)$$

För att kompensera topparna i strålning som förekommer i approximation I och II måste tydligen - om molnigheten antas konstant - något större strålningsmängder tillföras. Detta beror förmodligen bl a på att mättnadskoncentrationen ej är en linjär funktion av temperaturen. I detta sammanhang bör påpekas att - eftersom molnigheten i beräkningarna väljs oberoende av föregående tidsintervall, medan en solig dag i praktiken ofta har en tendens att förbli solig - man kan gå miste om enstaka temperaturtoppar även i Approximation I. Inverkan av dessa mistade toppar har bedömts som ringa och ej beaktats, i synnerhet som detta ger resultat "på säkra sidan".

Approximation IV: För att ytterligare förenkla beräkningarna har den tämligen komplicerade beräkningen av den kortvågiga instrålningen ersatts med

$$I_{TH} = I_0 (C_1 \cdot \sin t_v + C_2 \cdot d + C_3) \quad (6.7)$$

där I_{TH} = total strålning mot horisontell yta (W/m^2)

I_0, C_1, C_2, C_3 = konstanter

d = deklination $(grad)$

t_v = timvinkel $(grad)$

Uttrycket erhålles genom serieutveckling och förenkling av EKV (5.22).

Sambandet (6.7) är uppbyggt på samma sätt som uttrycket för utelufttemperaturen (θ_1) med en sinussvängning över året och en överlagrad svängning över dygnet. Dygnssvängningen visar sig ha i stort sett konstant amplitud.

$$I_{TH} = I_0 (C_1' \cdot \sin \omega_1 (t + t_0) + C_2' \cdot \sin \omega_2 (t + t_0) + C_3') \quad (6.8)$$

$$I_{TH} \geq 0$$

För horisontell yta i Lund erhålles genom jämförelse med datorberäknade kurvor (jfr FIG 6.5, 6.6):

$$I_{TH} = 570 \sin \omega_1 (t + t_0) + 350 \sin \omega_2 (t + t_0) + C_3' \quad (6.9)$$

Den första termen representerar dygnssvängningen och de andra två dygnsnedelvärdets årsvariation (= strålningen kl 06 varje dygn).

STRÅLNING MOT HORIZONTELL YTA

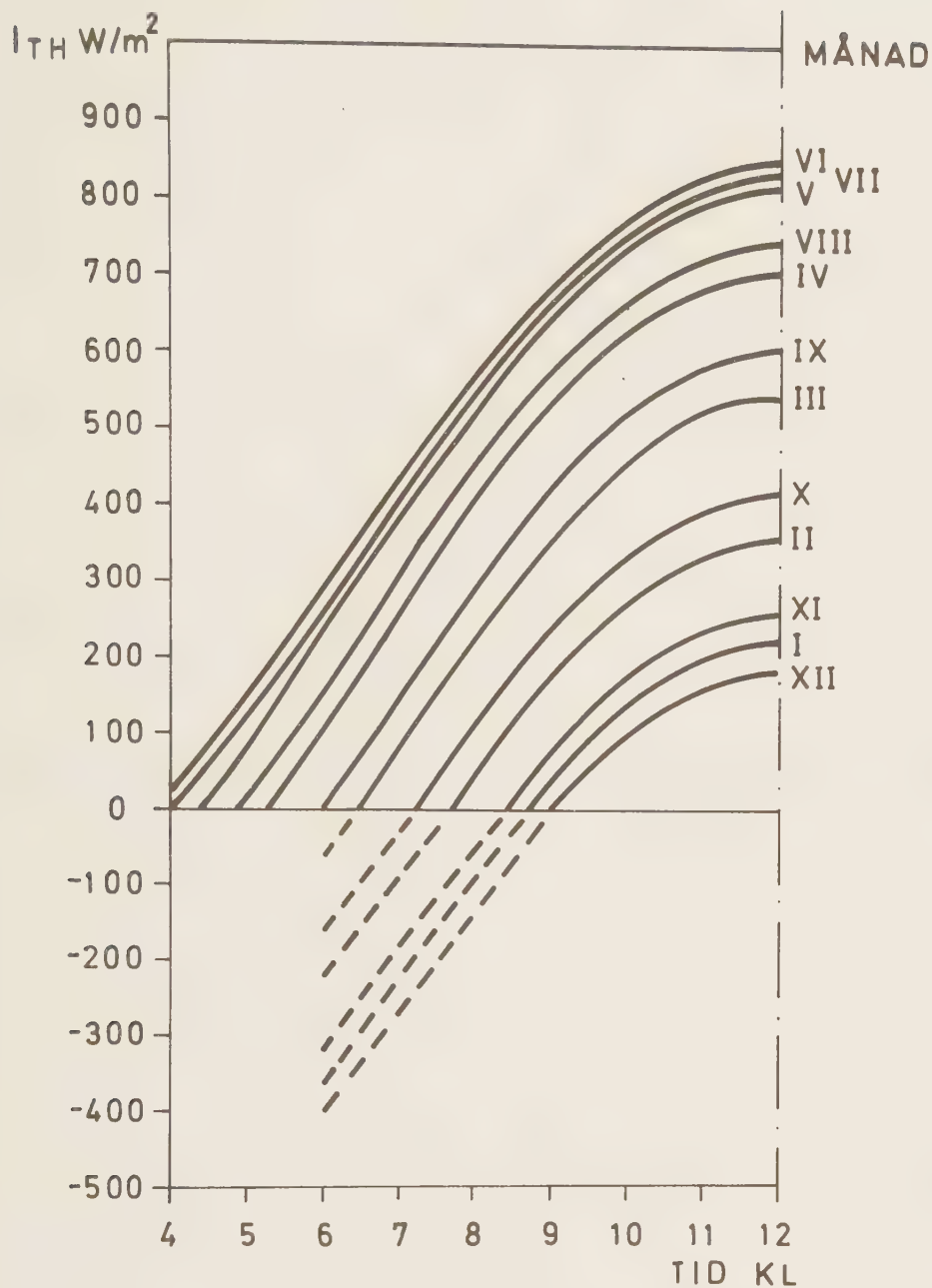


FIG 6.5. Strålning mot horisontell yta, Lund, beräknad med dator enligt kap 5.1. Värdena gäller klara dagar.

STRÅLNING MOT HORIZONTELL
YTA KL 06
 $I_{TH,06} \text{ W/m}^2$

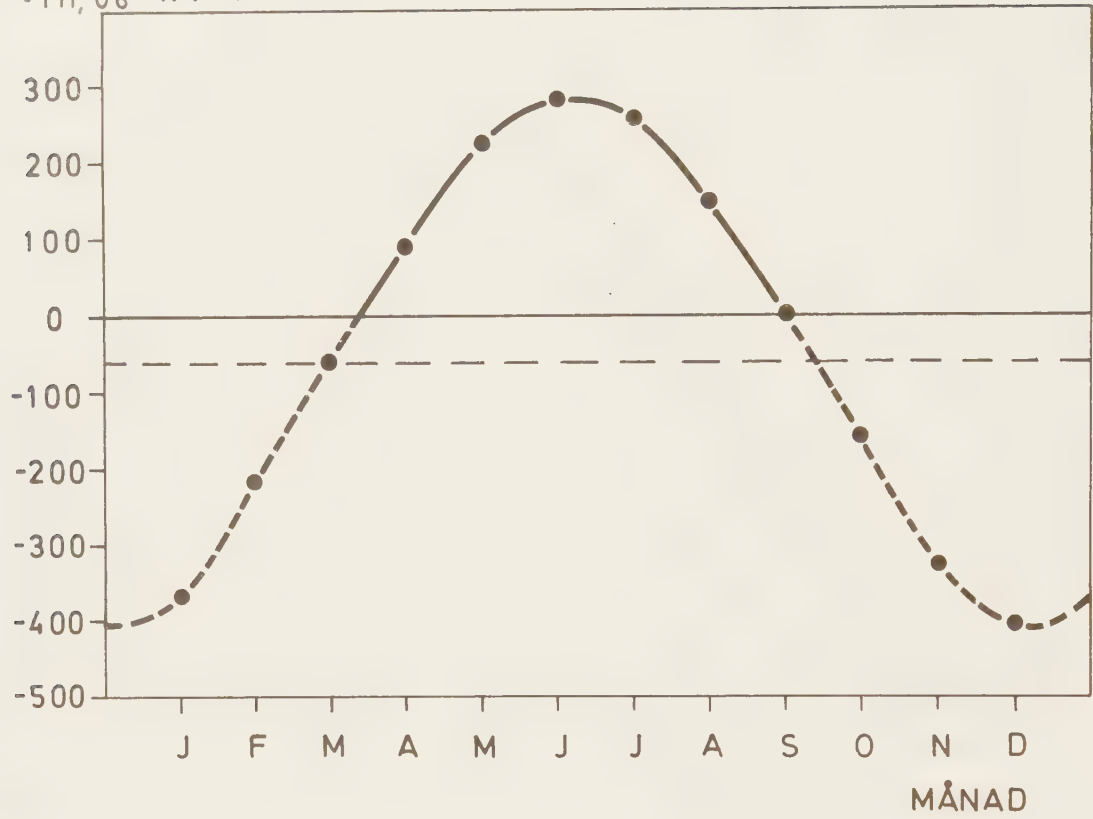


FIG 6.6. Årsvariation av strålningen kl 06 varje dygn. Värdena, som är erhållna ur FIG 6.5, gäller Lund, klara dagar.

Approximation V: I nästa steg elimineras alla dygnsvariationer i den ekvivalenta utetemperaturen. Utelufttemperaturens dygnsamplitud har satts till 0 och instrålningen antas lika fördelad över alla dygnets timmar. Därvid erhålles en effektiv utetemperatur (θ_{ef}) som summan av utelufttemperaturens dygnsmedelvärde och en korrektionsterm θ_s för inverkan av strålningen.

$$\theta_s = \frac{\alpha \cdot I_{med}}{\alpha_u} \cdot KI_1 \tag{6.10}$$

där I_{med} = medelvärde av strålningen över dygnet, $\frac{1}{24} \int_0^{24} I dt$
 KI_1 = konstant, se ovan $KI_1 \approx 0,6$

θ_{ef} approximeras med en sinussvängning över året (jfr FIG 6.7):

$$\theta_{ef} = \theta_1 + \theta_s = C_1 + C_2 \sin \omega_2 (t + t_0) \tag{6.11}$$

EFFEKTIV UTETEMPERATUR

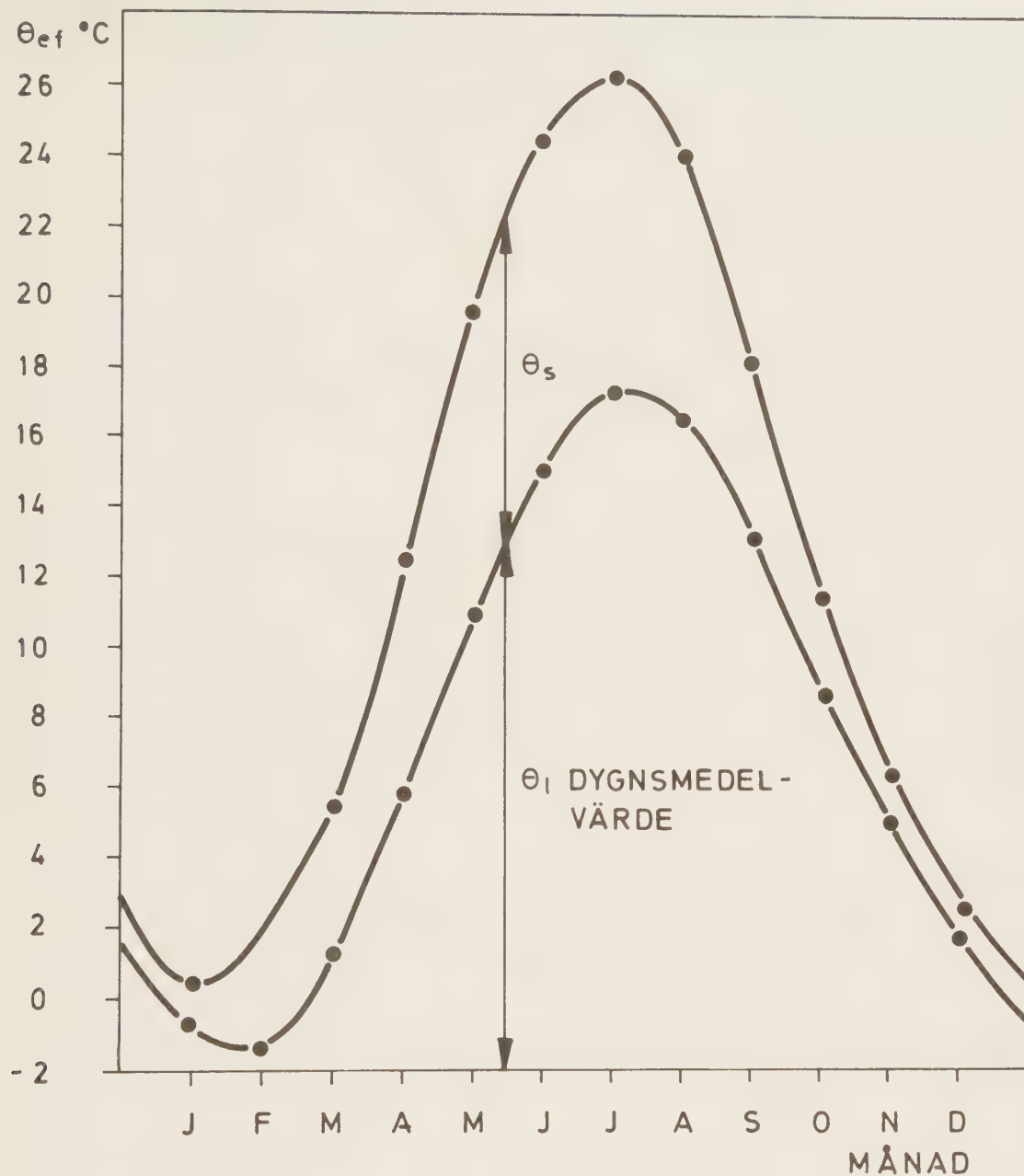


FIG 6.7. Effektiva utetemperaturen är summan av utelufttemperaturens dygnsmedelvärde och en korrektionsterm för strålningen. Värdena gäller Lund, horisontell yta.

För Lund, horisontell yta och $\alpha = 0,9$, blir

$$\theta_{ef} = 13,2 + 12,9 \sin \omega_2(t + t_o) \quad (6.12)$$

Approximation VI: Året indelas i ett sommar- och ett vinterhalvår. Under resp halvår antas effektiva utetemperaturen och uteluftens ånghalt (c_u) vara konstanta. Under sommaren är θ_{efs} medelvärdet av θ_{ef} för må-

naderna april-september och under vintern är θ_{efv} medelvärdet av θ_{ef} för oktober-mars. På samma sätt beräknas medelvärdena för c_u . För Lund, horisontell yta, blir

$$\begin{array}{ll} \text{sommar: } \theta_{efs} = 20,7 \text{ } ^\circ\text{C} & c_{us} = 0,009 \text{ kg/m}^3 \\ \text{vinter: } \theta_{efv} = 4,5 \text{ } ^\circ\text{C} & c_{uv} = 0,005 \text{ kg/m}^3 \end{array}$$

Approximation VII: Effektiva utetemperaturen och uteluftens ånghalt antas vara konstanta över hela året. För Lund, horisontell yta, blir då

$$\theta_{ef} = 13,2 \text{ } ^\circ\text{C} \quad c_u = 0,007 \text{ kg/m}^3$$

TAB 6.1 och FIG 6.8 visar beräknade fukthalter i ett 20 cm gasbetongtak i Lund vid olika Approximationer (för att figuren ej skall bli oöverskådlig har ej alla Approximationer uppritats). Som väntat går uttorkningen allt långsammare när variationerna i randvillkoren stegvis elimineras och ersätts med medelvärden över längre tidsperioder. Huvudorsaken är det icke-linjära sambandet mellan temperatur och mätnadsånghalt.

För praktiskt bruk är - i detta fall - alla Approximationerna utom möjligen Approximation VII tillräckligt goda.

Liknande beräkningar har gjorts för ett tak i Luleå med liknande resultat som för taket i Lund.

TAB 6.1. Beräknade fukthalter i 20 cm gasbetongtak efter 0,5 och 2 år vid olika approximationer för temperaturberäkningen. Tabellen visar dels fukthalten i de olika materialskikten och dels ett medelvärde för hela taket. Uteklimat Lund, horisontell yta och inneklimate 22°C, FT = 0,002. Fukthalterna är angivna i kg/m³.

År efter start	Approximation	Skikt							Medel
		0	1	2	3	4	5	6	
0,5	I	73	148	148	114	63	49	29	96
	II	74	133	143	121	65	50	30	94
	III	104	141	140	112	64	49	31	96
	IV	104	142	140	113	64	49	31	96
	V	137	146	136	104	62	47	30	96
	VI	152	150	136	102	60	44	23	97
	VII	155	154	150	98	56	37	15	97
2,0	I	66	55	47	39	29	18	11	38
	II	59	50	43	36	28	17	11	35
	III	65	55	47	39	29	18	11	38
	IV	67	56	48	40	30	18	11	38
	V	84	62	52	43	32	19	11	42
	VI	96	63	52	41	30	18	11	43
	VII	103	68	56	45	35	24	15	48

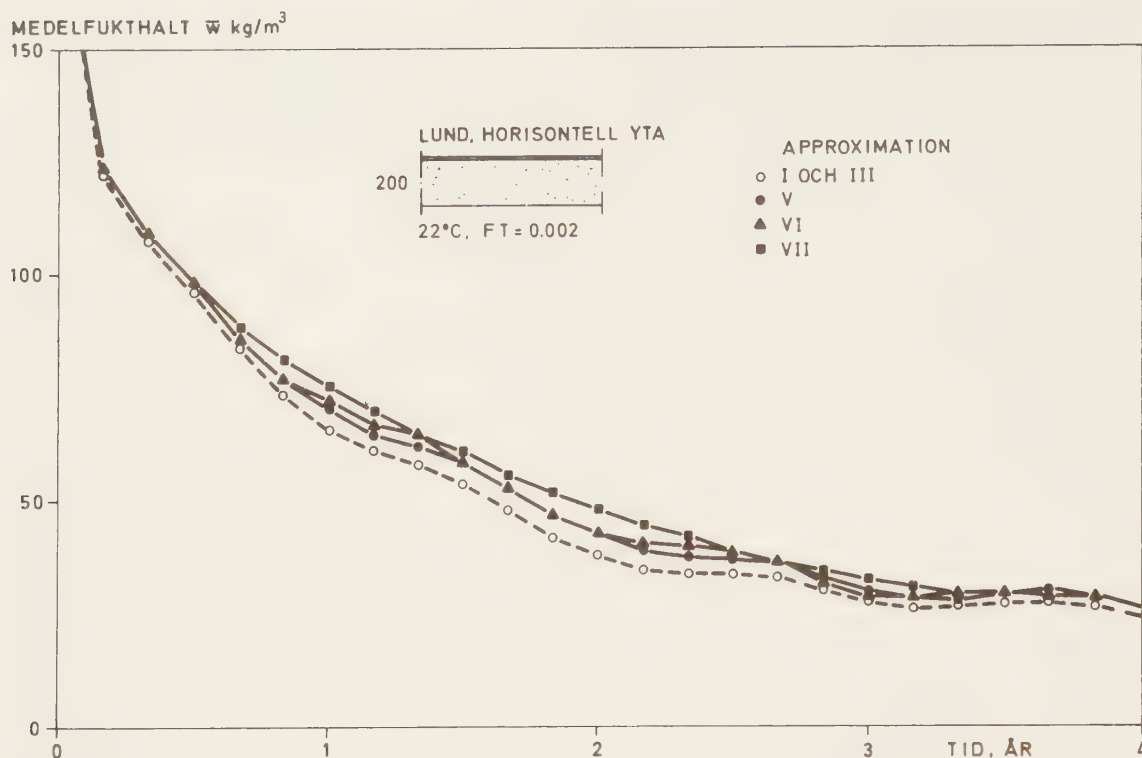


FIG 6.8. Uttorkning vid olika approximationer för temperaturberäkningen.
20 cm gasbetongtak.

6.1.3 Inverkan av olika luftfuktighet inomhus

Beräkningar har gjorts för olika värden på fukttillskottet, $FT = 0,001$, $0,002$ och $0,004 \text{ kg/m}^3$. Dessa värden bör täcka de flesta bostäder, industrier och icke-befuktade kontorslokaler (FIG 6.9).

Uttorkningsförloppet vid $FT = 0,002$ har jämförts med de värden som erhålles om säsongvariationerna i inneluftens ånghalt elimineras och ersättes med årsmedelvärdet.

$$\bar{c}_i = \bar{c}_u + 0,002$$

där $\bar{c}_i$ = medelvärde av inneluftens ånghalt
 $\bar{c}_u$ = medelvärde av uteluftens ånghalt.

I Lund är $\bar{c}_u = 0,0075$ och alltså $\bar{c}_i = 0,0095$. Vid 22°C innetemperatur blir då relativa fuktigheten $\bar{\phi}_i = 49 \%$. Av FIG 6.9 framgår att inneklimaten $c_i = c_u + 0,002$ och $\bar{c}_i = \bar{c}_u + 0,002$ är tämligen ekvivalenta.

Klimatet med konstant ånghalt inne är fuktigare på vintern och torrare på sommaren, vilket medför att fukthalten ligger högre under första och lägre under andra halvåret jämfört med klimatet med varierande c_i .

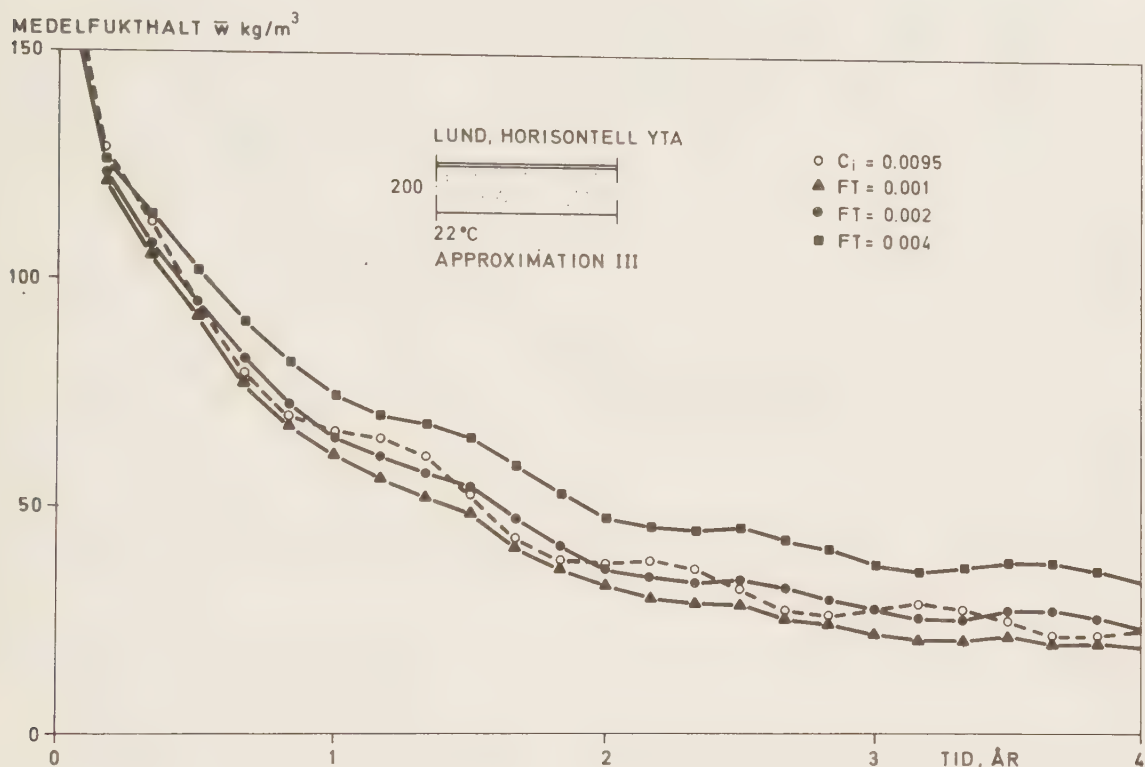


FIG 6.9. Uttorkning vid olika inneklimat.

I FIG 6.10 jämföres uttorkningsförloppet vid några inomhusklimat med mycket höga luftfuktigheter $\phi_i = 50, 60, 75$ och 85% . Klimat fuktigare än 85% har inte behandlats eftersom de skulle medföra ytkondens under långa perioder. Kännetecknande för de höga luftfuktigheterna är att uttorkningen av byggfukten går långsamt och sträcker sig över en mycket lång tidsperiod (5-10 år) samt att årsvariationerna är tämligen kraftiga.

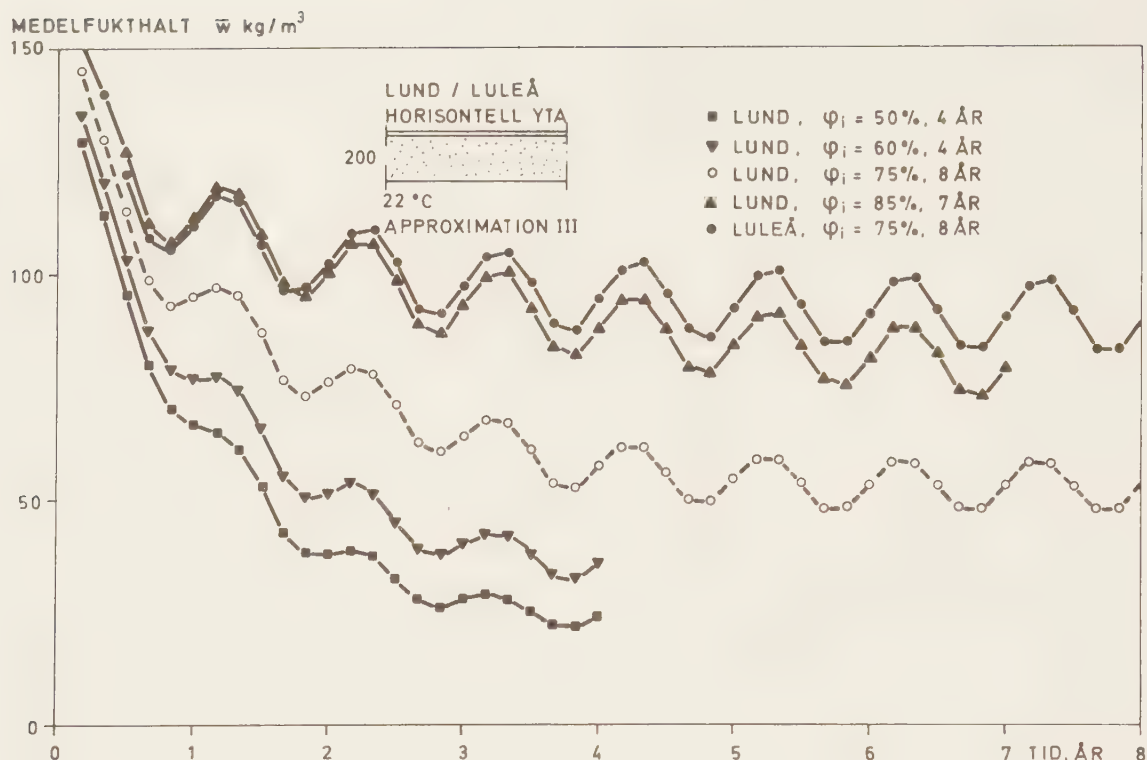


FIG 6.10. Uttorkning vid olika inneklimat.

6.1.4 Inverkan av geografiskt läge i Sverige

Jämförelse av beräkningar för tak belägna i Lund, Stockholm och Luleå visar att inverkan av geografiskt läge är överraskande liten. Orsaken är att de lägre temperaturerna och därmed sämre uttorkningsmöjligheterna i norra Sverige kompenseras av den torrare luften där. Beräkningarna har gjorts med inneluftens ånghalt bestämd genom sambandet

$$c_i = c_u + FT \quad ; \quad FT = 0,002$$

Eftersom c_u speciellt vintertid är mycket låg i norra Sverige, blir c_i och ϕ_i också låga, vilket verkar gynnsamt för uttorkningen. I praktiken ökar emellertid FT något vid låga värden på c_u (se kap 5.4) varför skillnaderna torde vara något större än vad FIG 6.11 utvisar.

I FIG 6.10 kan uttorkningen vid konstant $\phi_i = 75\%$ för Lund och Luleå jämföras. Skillnaden vid konstant luftfuktighet inne är avsevärd.

Samtliga tak är beräknade utan hänsyn till snötäcke på taket.

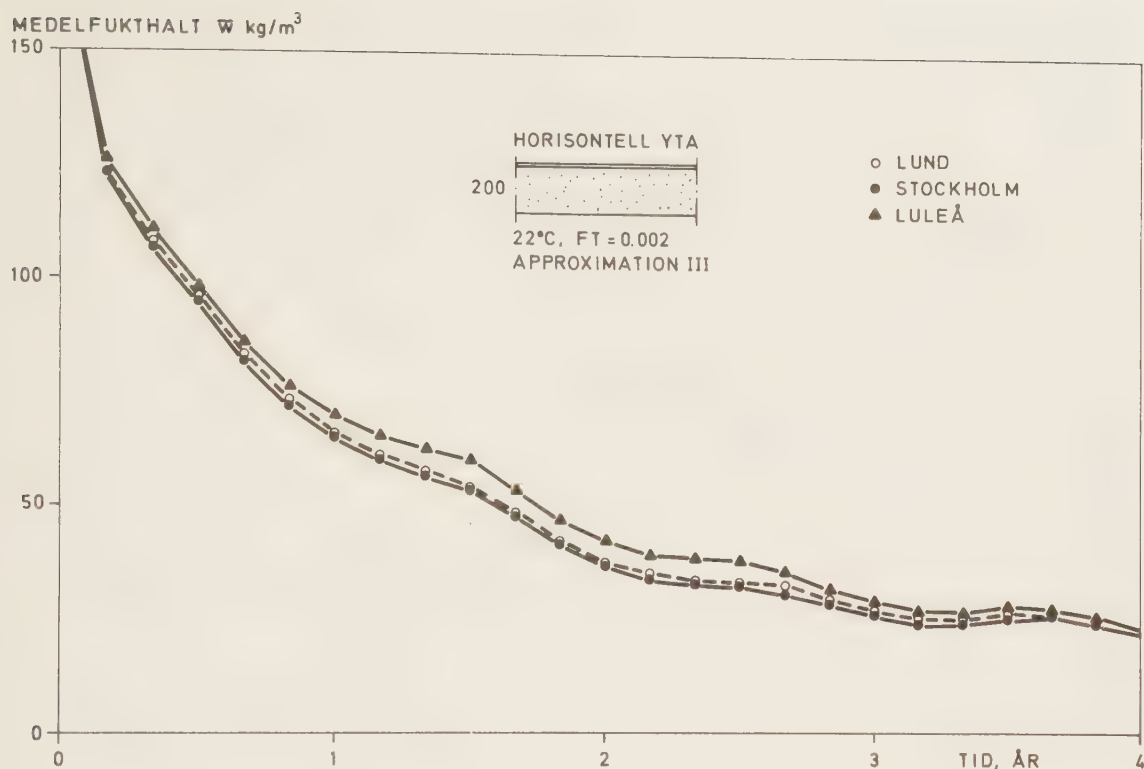


FIG 6.11. Uttorkning vid olika geografiskt läge.

Beräkningar med snötäcke enligt de två alternativ som angivits i kap 5.6 visar att snötäcket har mycket ringa inverkan på fuktförloppen i gasbetongtaket. Inget av alternativen för snötäcke gav större avvikelser i medelfukthalt än 3 kg/m^3 jämfört med beräkningar utan snö. Förklaringen är att snön i mycket liten utsträckning påverkar temperaturerna i medeltal över en längre tidsperiod. Snötäcket isolerar visserligen mot låga temperaturer men hindrar å andra sidan yttemperaturen att stiga över 0°C , så att lufttemperaturer över 0°C och solstrålning ej kan tillgodogöras.

6.1.5 Inverkan av solstrålning

För att få en uppfattning om solstrålningens betydelse har en beräkning gjorts där solstrålningen eliminerats, vilket innebär att ekvivalenta utetemperaturen har satts lika med utelufttemperaturen. Skillnaderna i uttorkningsförloppen för tak med och utan solstrålning blir avsevärda, se FIG 6.12. Det är alltså väsentligt att instrålningsförhållandena behandlas tämligen utförligt. Skuggförhållanden, strålningens intensitet, ytans orientering och ytans absorbtans är faktorer som måste klarläggas.

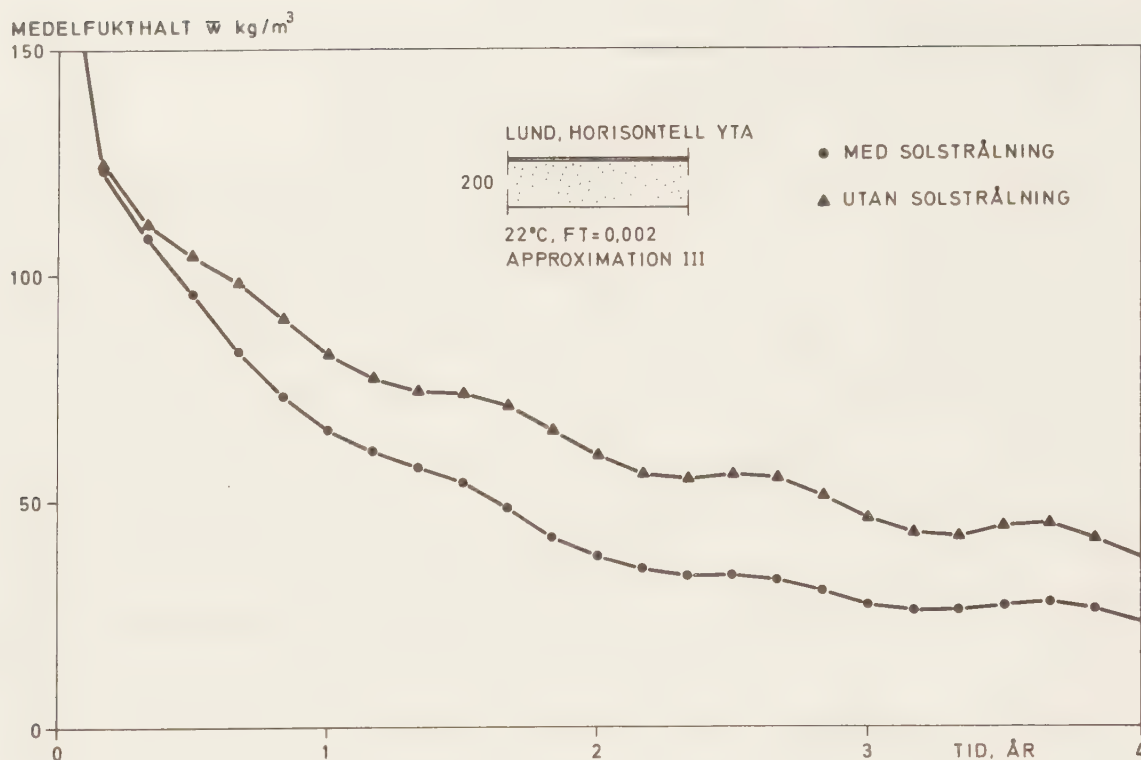


FIG 6.12. Uttorkning av 20 cm gasbetongtak med och utan solstrålning.

Vid de flesta konventionella beräkningar tas ingen hänsyn till solstrålningen, vilket ofta ger en alltför pessimistisk bild av uttorkningsförhållandena.

6.1.6 Inverkan av varierande konstruktionstjocklek

Som en tumregel brukar man ange att uttorkningstiden för en platta med ensidig uttorkning är proportionell mot $1/d^2$, där d är plattans tjocklek. (Vid isoterma förhållanden och konstanta transportkoefficienter gäller sambandet tämligen exakt, se vidare kap 7.) Konstruktionens tjocklek har alltså en avsevärd betydelse för uttorkningstiden, vilket framgår av beräknade medelfukthalter i tak med tjocklekarna 10, 20 och 30 cm, som finns redovisade i FIG 6.13.

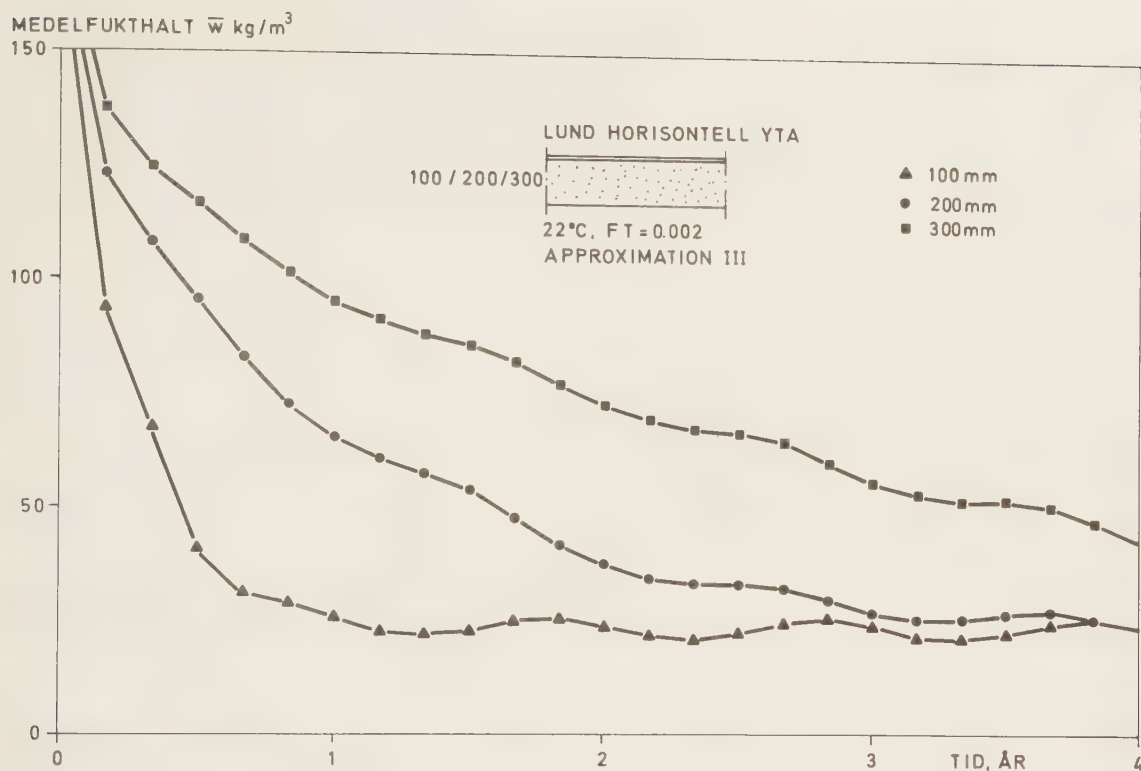


FIG 6.13. Uttorkning av gasbetongtak vid olika konstruktionstjocklek.

6.1.7 Inverkan av ytbehandling på undersidan

För att utröna inverkan av en ytbehandling på takets undersida har beräkningar gjorts med inre diffusionsövergångstal $2,5 \cdot 10^{-3}$, $0,25 \cdot 10^{-3}$ och $0,025 \cdot 10^{-3}$ m/s, se FIG 6.14. Det första värdet motsvarar obehandlad yta och de andra ytbehandlad konstruktion med ytbehandlingens diffusionsmotstånd $0,36 \cdot 10^4$ resp $4 \cdot 10^4$ s/m. Mellan dessa värden befinner sig de flesta typer av målning. Uttryckt som relativ diffusion enligt lättbetongindustrins sätt att mäta blir värdena 0,6 resp 0,1.

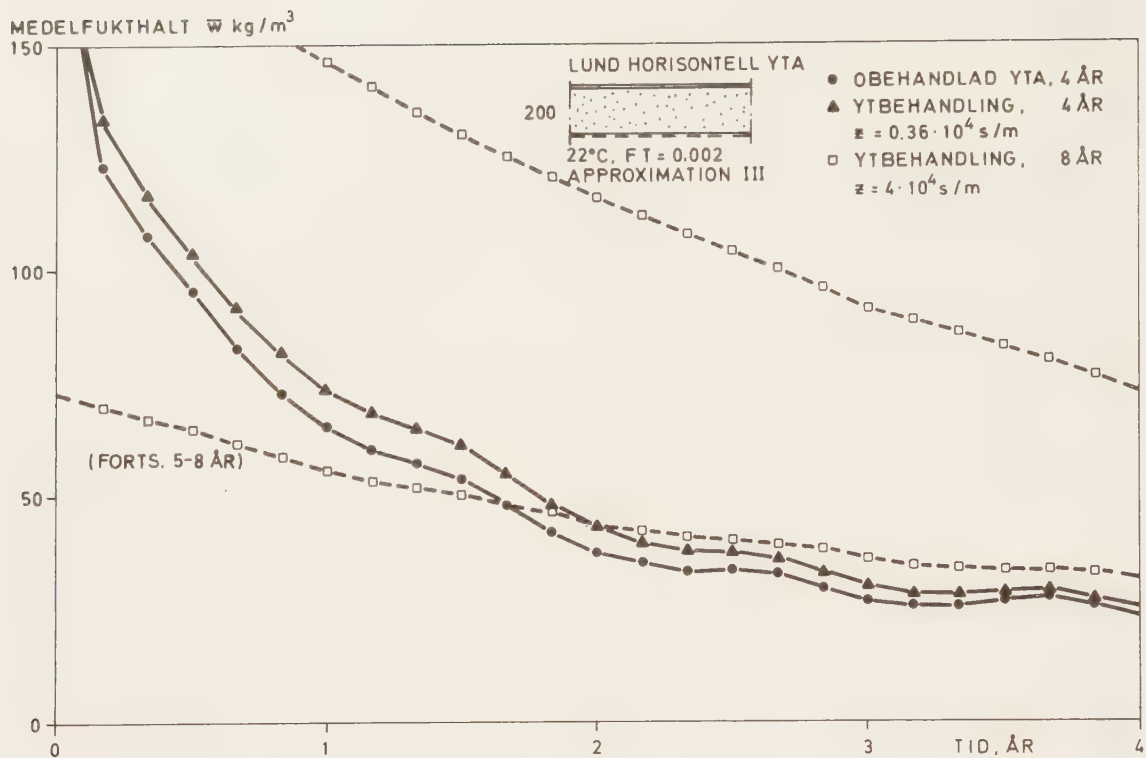


FIG 6.14. Uttorkning av 20 cm gasbetongtak vid olika ytbehandling på undersidan.

6.1.8 Inverkan av varierande materialdata

Hittills gjorda beräkningar på gasbetongtaket har genomförts med de materialkaraktistika som redovisas i FIG 6.1 och 6.2. För att även studera vilken inverkan materialegenskaperna har, gjordes en serie beräkningar med varierande värden på diffusionstal och kapillärledningstal enligt FIG 6.15. Normalfallet, dvs de värden som använts tidigare i detta kapitel är

$$\delta = A \quad ; \quad k = A$$

FIG 6.16 visar medelfukthalten i ett 20 cm gasbetongtak vid några olika kombinationer av δ och k . Beräkningar med

$$\delta = B, C \text{ och } D \quad ; \quad k = A$$

gav avvikelser i $\bar{w}$ från normalfallet $< 2 \text{ kg/m}^3$ och har ej uppritats.

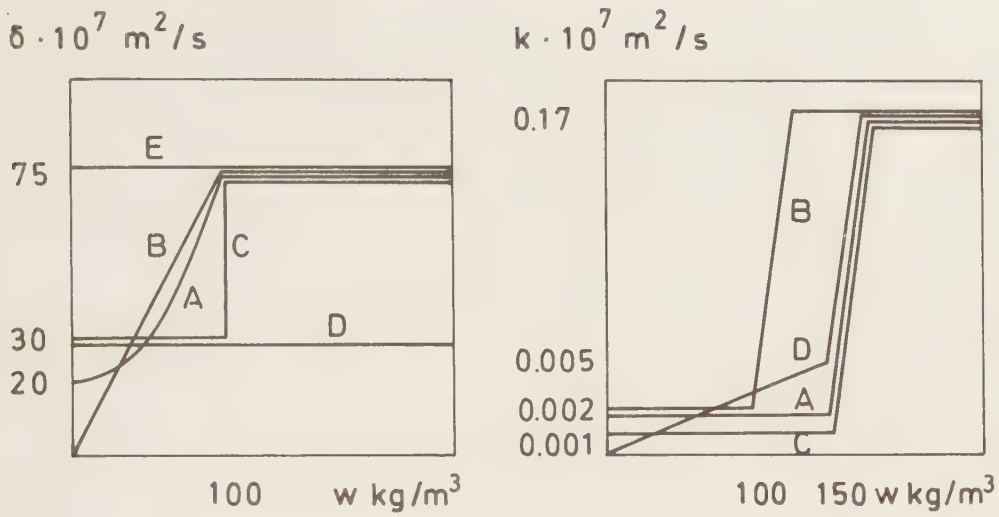


FIG 6.15. Varierande utseende på diffusionstal, δ och kapillärlednings-
tal, k .

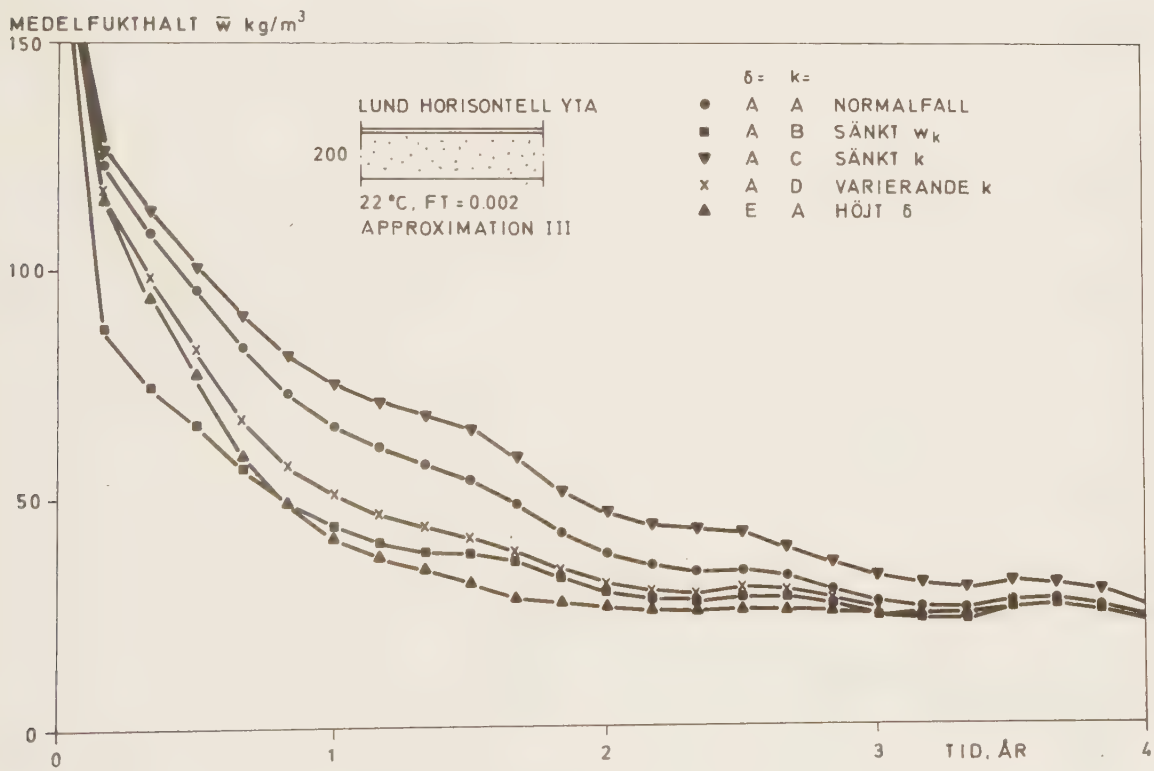


FIG 6.16. Uttorkning av 20 cm gasbetongtak vid olika materialdata.

De slutsatser som kan dras för denna konstruktion är att värdet på δ inuti materialet kan tillåtas variera inom vida gränser utan att $\bar{w}$ ändras, så länge värdet nära ytskiktet ej förändras. Värdet på kritiska fukthalten, w_k , har betydelse vid begynnelsefukthalter $> w_k$ eftersom materialet mycket snabbt torkar ut till en nivå motsvarande w_k . Kapillärledningstalet, såväl värdet vid ytan som i materialet har en viss betydelse för uttorkningen; speciellt under första tiden när fukthaltsgradienterna är stora.

FUKTHALT $w \text{ kg/m}^3$

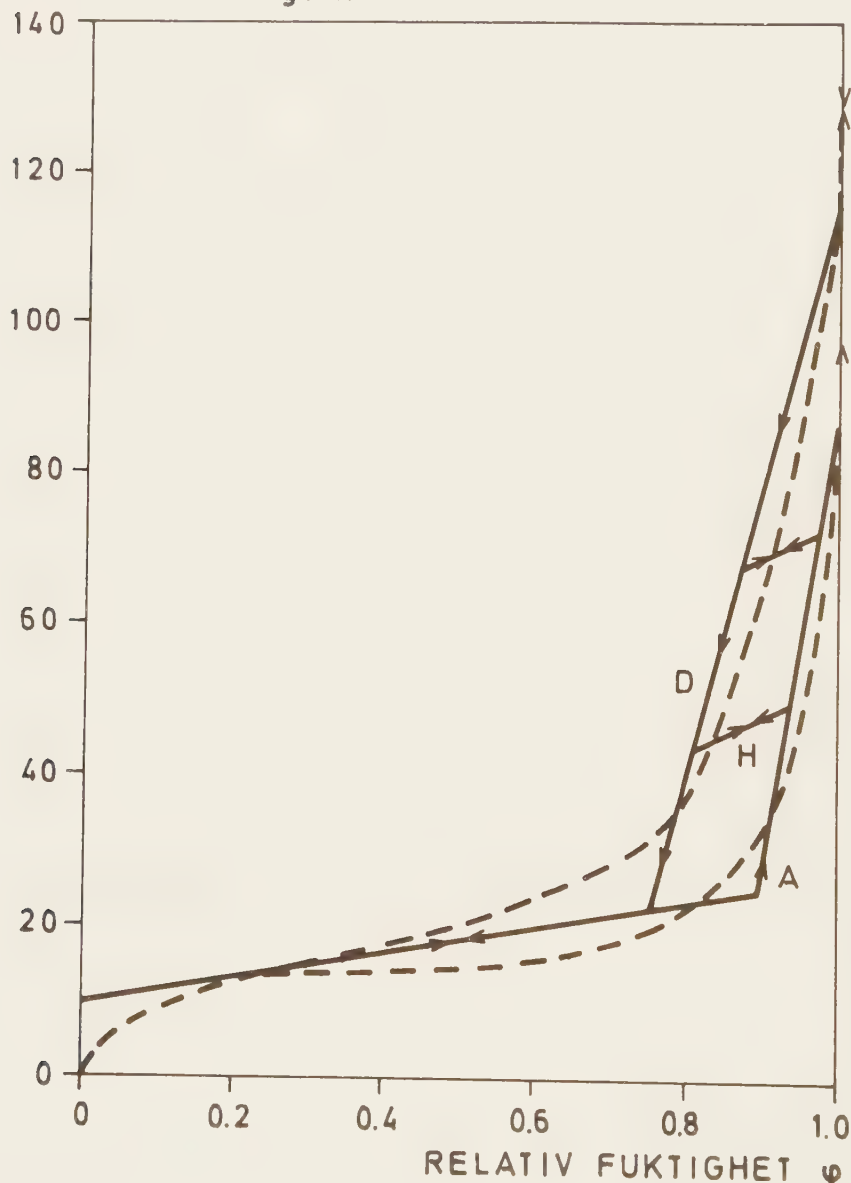


FIG 6.17. Samband mellan fukthalt och relativ fuktighet vid ren desorption (D), ren absorption (A) och blandade förlopp (H).

— kurvor använda i beräkningarna

--- kurvor angivna av Ahlgren (1972).

Vidare har undersökts hur hysteresiseffekter i sorptionskurvan påverkar

beräkningsresultaten. Beräkningar har gjorts dels med desorptionskurvan (D i FIG 6.17), dels med absorptionskurvan (A) och dels med en sorptionskurva som tar hänsyn till hysteresiseffekten (H). Denna senare kurva är så konstruerad att om desorptionen avbrytes och övergår i absorption eller vice versa förflyttar man sig mellan kurvorna längs en linje med konstant lutning, jfr FIG 6.17. Kurvornas utseende har hämtats ur Ahlgren (1972). Skillnaden i beräkningsresultat vid användning av kurvorna D, A och H är tämligen liten och har sällan någon praktisk betydelse. Maximal avvikelse i $\bar{w}$ för ett 20 cm tak inträffar i november, elva månader från beräkningens start med byggfukt 180 kg/m^3 . FIG 6.18 visar fukthaltsfördelning i taket den 30.11 vid beräkning med kurvorna D, A resp H.

Hysteresiseffekter - i den utsträckning de kan behandlas i denna beräkningsmodell (I) - utgör inget större problem och behöver sällan beaktas.

6.1.9 Fukthaltens fördelning i gasbetongtaket

I det föregående har huvudsakligen medelfukthaltens variation i tiden behandlats. Denna ger en allmän bild av takets uttorkningsmöjligheter utan att precisera hur fukten är fördelad i konstruktionen. I somliga fall är även fukthaltsfördelningen väsentlig att känna till och det kan därför vara intressant att något behandla denna.

Först och främst bör det påpekas att fukthaltens fördelning i en konstruktion i stor utsträckning är beroende av materialens fuktkarakteristika. Noggrannheten i beräkningen av fukthaltsfördelningar är därför primärt beroende av vilka materialdata som används och sekundärt av använda randvillkor. Värdet på kritiska fukthalten och fördelningen mellan transport i ång- och vätskefas påverkar huvudsakligen fuktfördelningen och i mindre utsträckning medelfukthalten.

I FIG 6.19 ges exempel på fukthaltsfördelningen i några olika tak vid slutet av takets andra vinter (den 1.3, dvs 14 månader efter start med jämnt fördelad begynnelsefukthalt 180 kg/m^3). Förutsättningarna ges i nedanstående sammanställning.

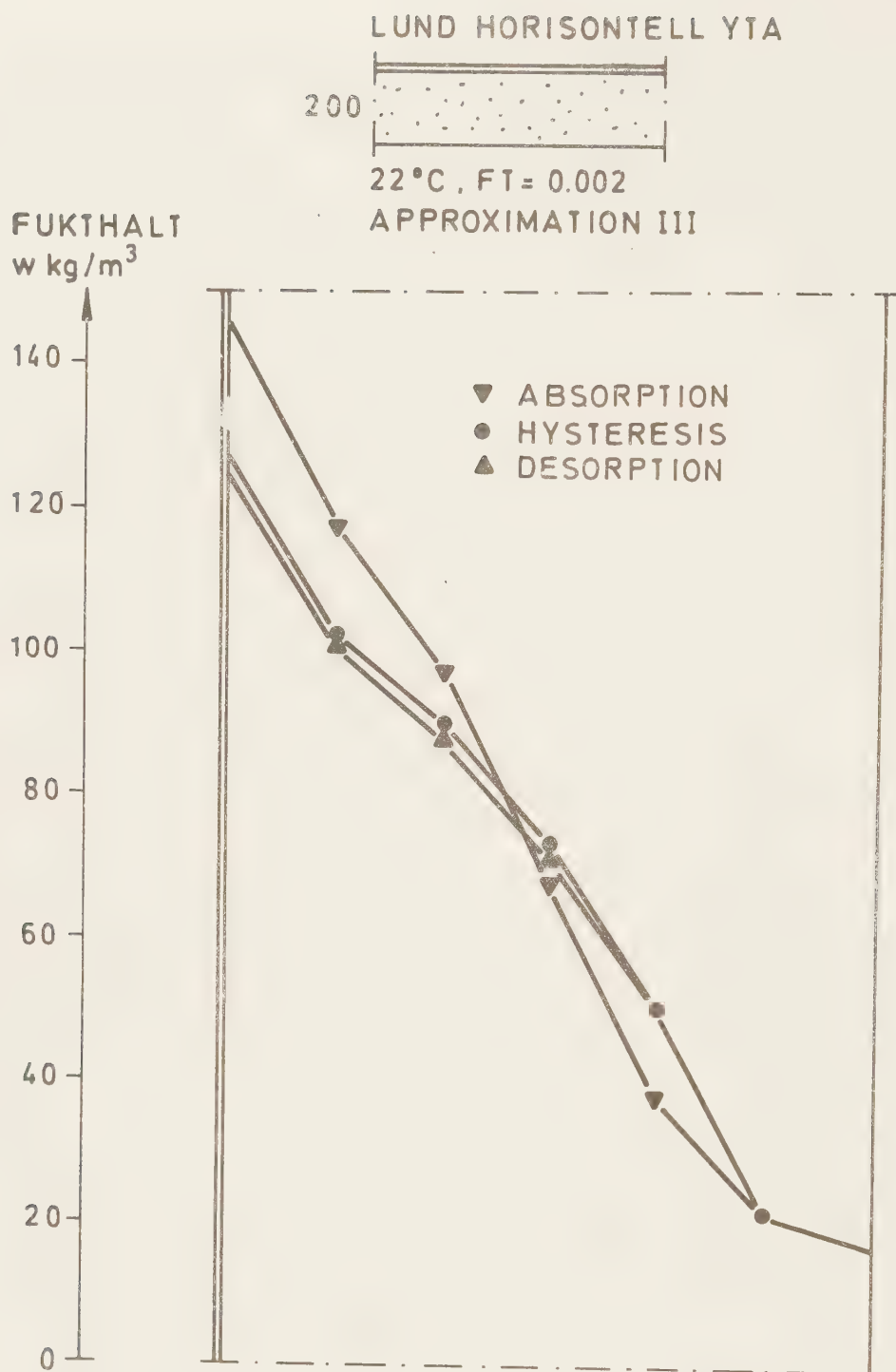


FIG 6.18. Fukthaltsfördelning i 20 cm gasbetongtak efter 11 månader (start 1.1 med byggfukt 180 kg/m³) vid användning av olika sorptionskurvor: absorption, desorption och blandat förlopp (hysteresis).

Beteckn	Ort	Ytbehandl	Tjocklek	Solstråln	Inneklimat
○	Lund	utan	200	med	$FT = 0,002$
△	Lund	$\beta_1 = 0,25 \cdot 10^{-3}$	200	med	$FT = 0,002$
□	Lund	utan	300	med	$FT = 0,002$
▽	Lund	utan	100	med	$FT = 0,002$
▲	Lund	utan	200	utan	$FT = 0,002$
●	Luleå	utan	200	med	$FT = 0,002$
▼	Lund	utan	200	med	$FT = 0,004$
■	Lund	utan	200	med	$\phi_1 = 50\%$
×	Lund	utan	200	med	$\phi_1 = 75\%$

De ändringar som gjorts jämfört med normalfallet (översta raden) är understrukna. Figuren visar att takets dimension, inneluftens fuktighet och solstrålningen är de faktorer som har störst inverkan.

6.1.10 Beräkningsmodell III

En beräkning av gasbetongtaket med hjälp av Beräkningsmodell III visas i FIG 6.20. Uteklimat är Lund, horisontell yta och inneklimat 1913, $FT = 0,002$. Temperaturberäkning enligt Approximation III. De materialdata som använts är de som redovisas i FIG 3.14 och 3.15 med den ändringen att värdet på γ har minskats till $\gamma = -10^6$ för $w < 130 \text{ kg/m}^3$. Medelfukthalten stämmer väl överens med motsvarande beräkning enligt Beräkningsmodell I, medan fördelningen i materialet skiljer sig något, speciellt under den första tiden.

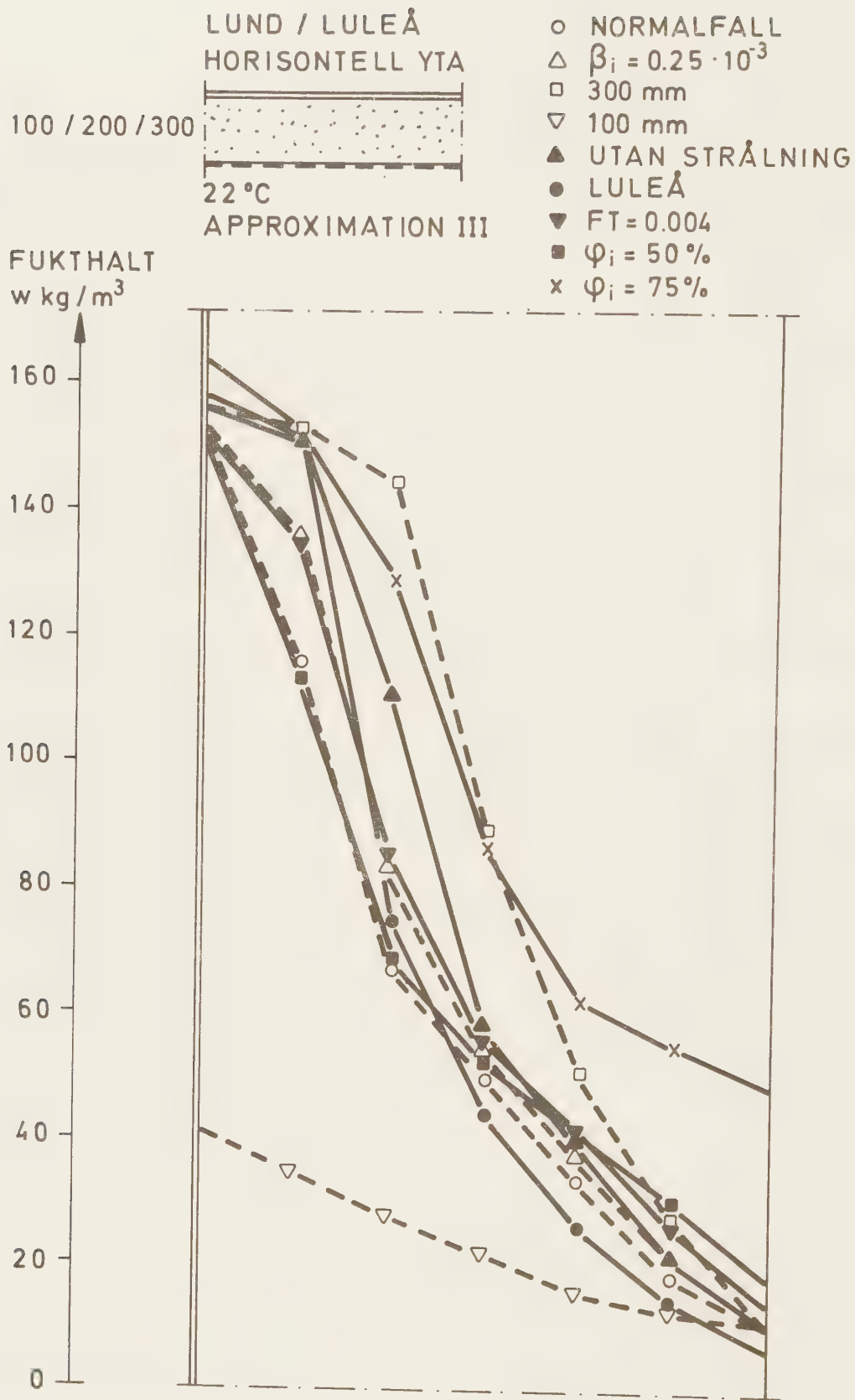


FIG 6.19. Fukthaltsfördelning i gasbetongtak den 1.3₃ (14 månader efter start med jämnt fördelad byggfukt 180 kg/m³).

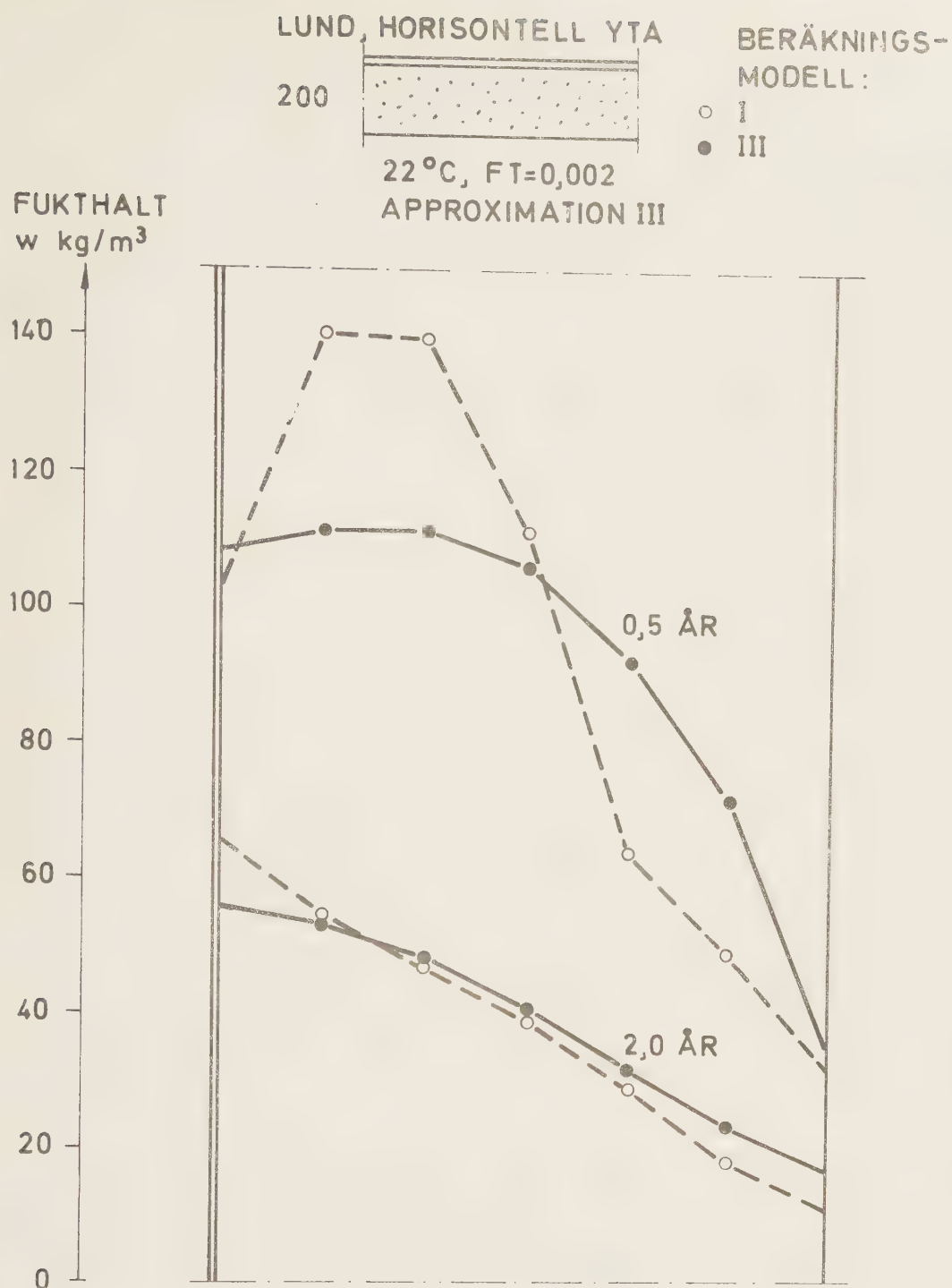


FIG 6.20. Fukthaltsfördelning i 20 cm gasbetongtak efter 0,5 och 2 år, beräknat med hjälp av Beräkningsmodell I och III.

6.2 GASBETONGVÄGG

Konstruktionen består av 20 cm gasbetong. Ytterytan har fabriksfärdig fasadyta, vilket i beräkningarna har simulerats genom att minska β_u till $0,25 \cdot 10^{-3}$ m/s. Innerytan är normalt obehandlad eller ytbehandlad på sådant sätt att fukttransporten i ytan inte nämnvärt påverkas. Materialkarakteristika för gasbetongen är samma som antas gälla för gasbetongtaket, se kap 6.1. Väggen utsättes ej för slagregn. Som normalfall gäller en beräkning under följande förutsättningar:

Uteklimat: Lund, västfasad

Inneklimat: 22°C , $FT = 0,002$

Temperaturberäkning: Approximation I

Beräkningsmodell I

Se FIG 6.21.

Vid beräkningarna har skiktindelningen och tidsintervallets längd valts på samma sätt som för gasbetongtaket, dvs $\Delta x = d/6$, $\Delta t_0 = 0,5$ h och $\Delta t_F = 2$ h. Ekvationerna har lösts med Crank-Nicolsons metod.

Även för gasbetongväggen visade sig approximationerna i temperaturberäkningen som beskrivits i kap 6.1.2 ge goda resultat. Väggen skiljer sig i två avseenden från taket:

1. Väggytan är vertikal och instrålade energimängder och deras fördelning över året blir annorlunda än de blir för det horisontella taket. Temperaturförhållandena i tak och väggar av olika orientering kommer alltså att skilja sig väsentligt.
2. Väggens ytteryta är ej diffusionstät och väggens fuktbalans påverkas av klimatförhållandena vid både ytter- och inneryta.

Inget av dessa förhållanden tycks emellertid nämnvärt ha rubbat giltigheten av approximationerna, se TAB 6.2. Förutom jämförelsen som gjorts gällande västfasad finns jämförelser mellan Approximation I och III för nord- och sydfasad i FIG 6.22.

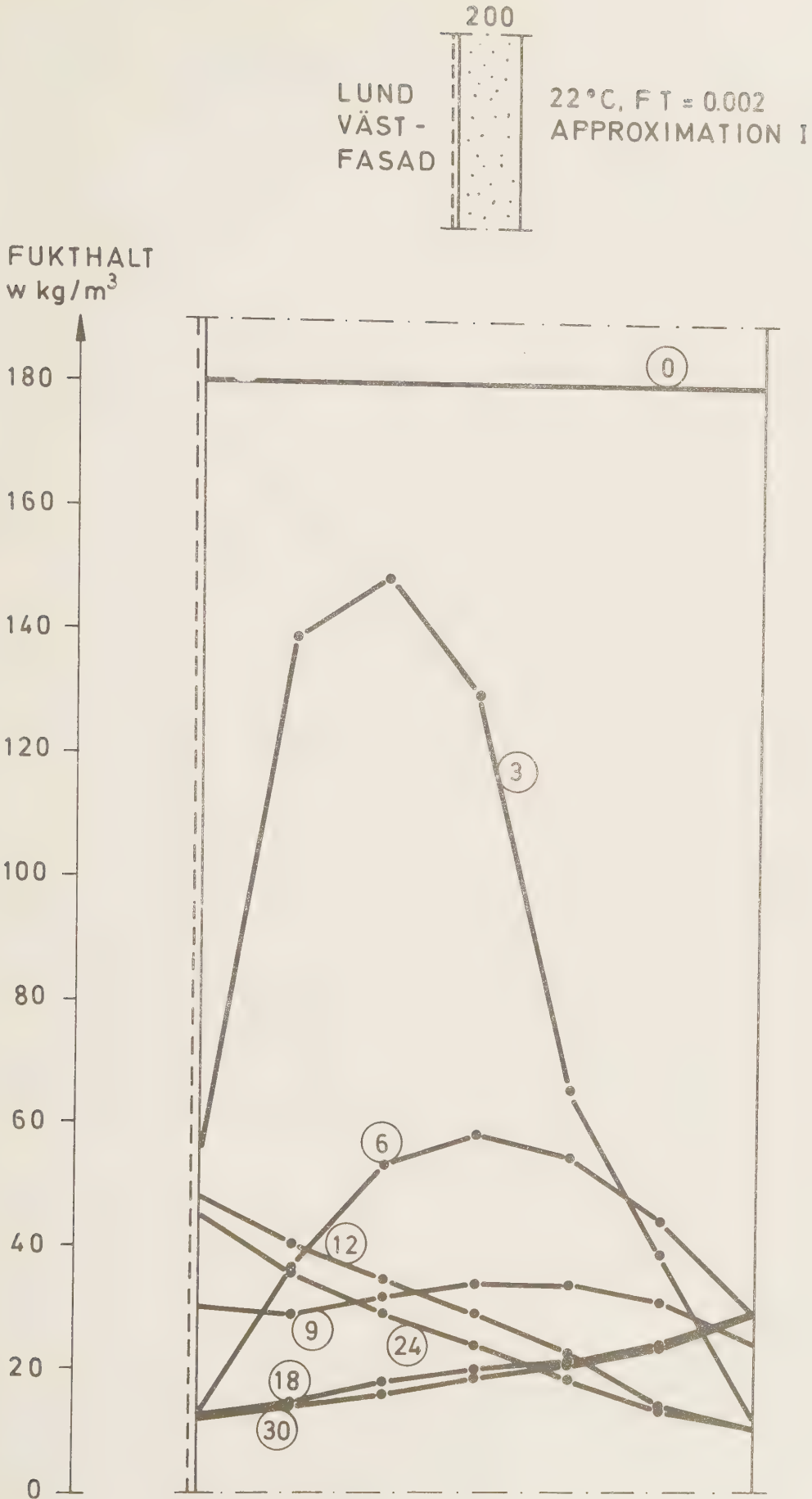


FIG 6.21. Fukthaltsfördelning i gasbetongvägg, normalfall. Utsidan försedd med fabriksfärdig fasadyta ($\beta_u = 0,25 \cdot 10^{-3}$ m/s). Siffrorna anger antal månader efter start (= 1 jan).

TAB 6.2. 20 cm gasbetongvägg, Lund, västfasad. Beräknade fukthalter efter 0,5 och 2 år vid olika approximationer för temperaturberäkningar. Tabellen ger dels fukthalten i de olika skikten och dels ett medelvärde för hela väggen.

År efter start	Approximation	Skikt							Medel
		0	1	2	3	4	5	6	
0,5	I	13	37	53	50	54	44	30	39
	III	16	39	53	57	54	44	31	41
	V	18	40	53	56	52	42	30	40
	VI	26	48	60	61	57	40	23	41
2,0	I	45	36	29	24	19	14	11	25
	III	43	34	28	24	19	14	11	24
	V	47	38	30	25	19	14	11	26
	VI	44	39	32	27	21	16	11	27

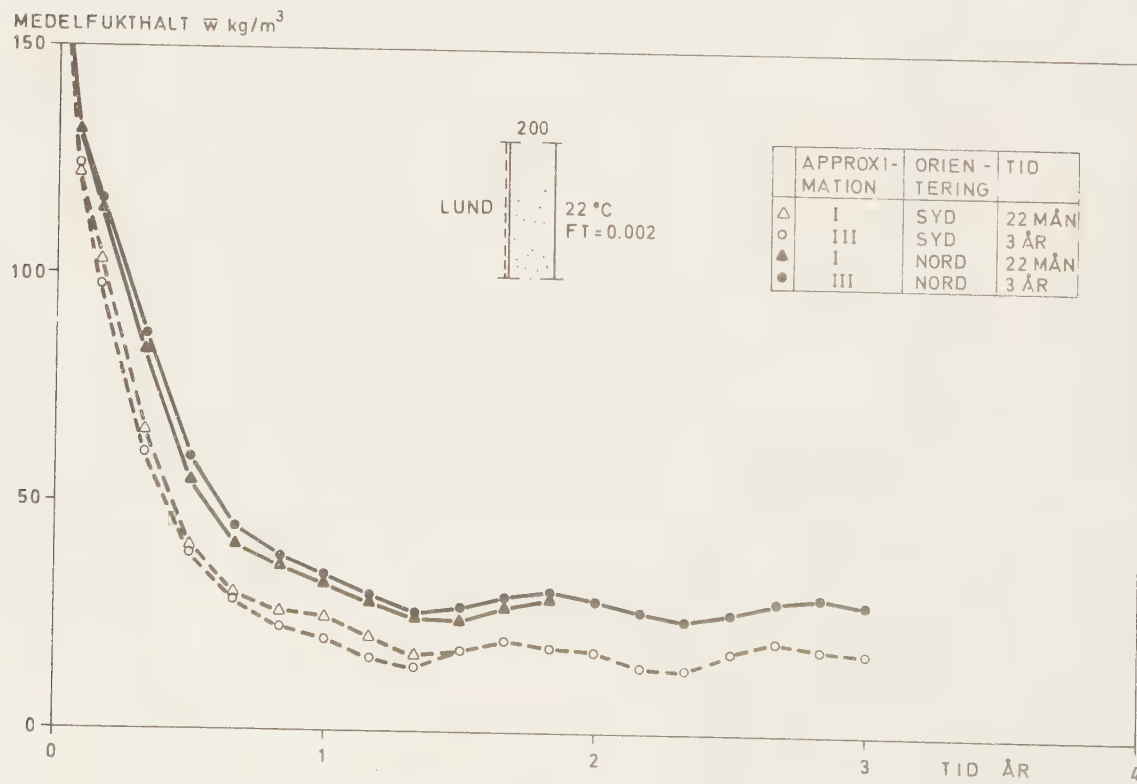


FIG 6.22. Uttorkning av 20 cm gasbetongvägg vid olika väggorienteringar och approximationer för temperaturberäkningen.

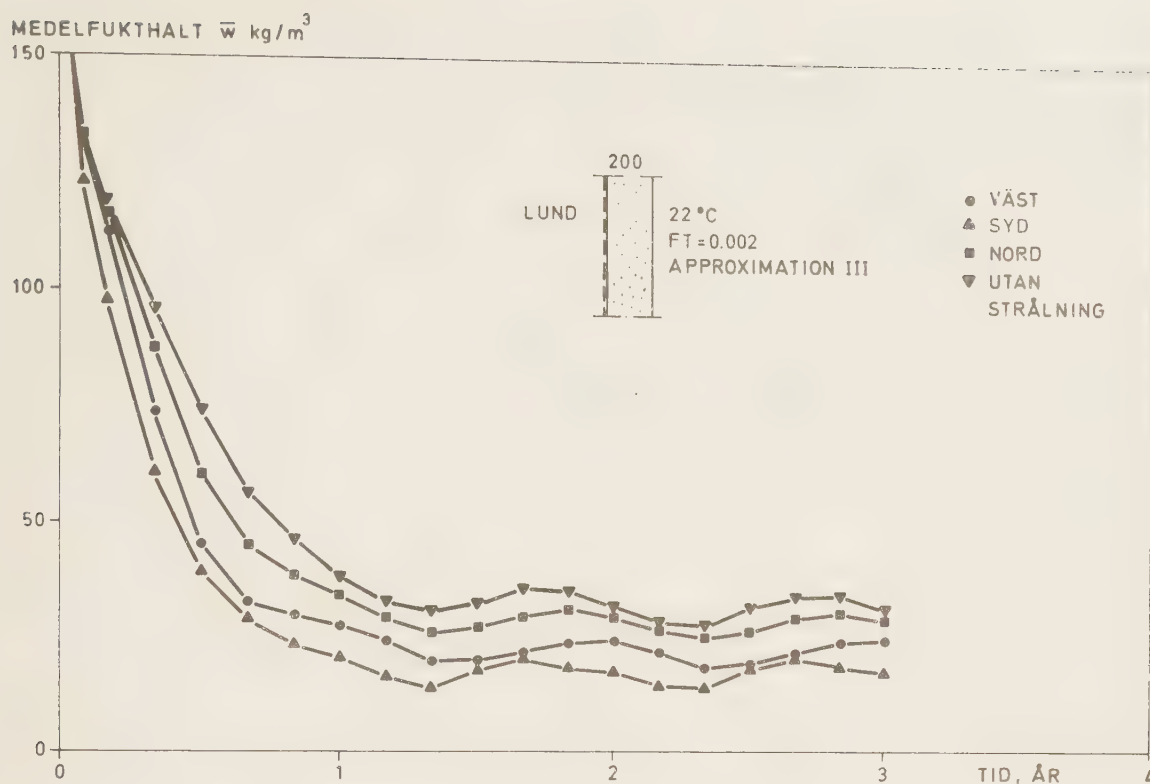


FIG 6.23. Uttorkning av 20 cm gasbetongvägg vid olika väggorientering.

FIG 6.23 visar hur inverkan av olika orientering (nord, väst och syd) påverkar väggen. Förutsättningarna är 22 °C, FT = 0,002 och Approximation III. Under sommaren når västfasaden ner till nästan samma fukthalter som sydfasaden, vilket beror på att västfasaden mottar mest strålning under sommaren, se FIG 6.24.

Som jämförelse har i FIG 6.23 även medtagits en beräkning utan strålning, dvs ekvivalenta utetemperaturen har ersatts med lufttemperaturen.

TOTAL INSTRÅLNING PER MÅNAD VID
BERÄKNING ENL. APPROXIMATION III
kWh /m²

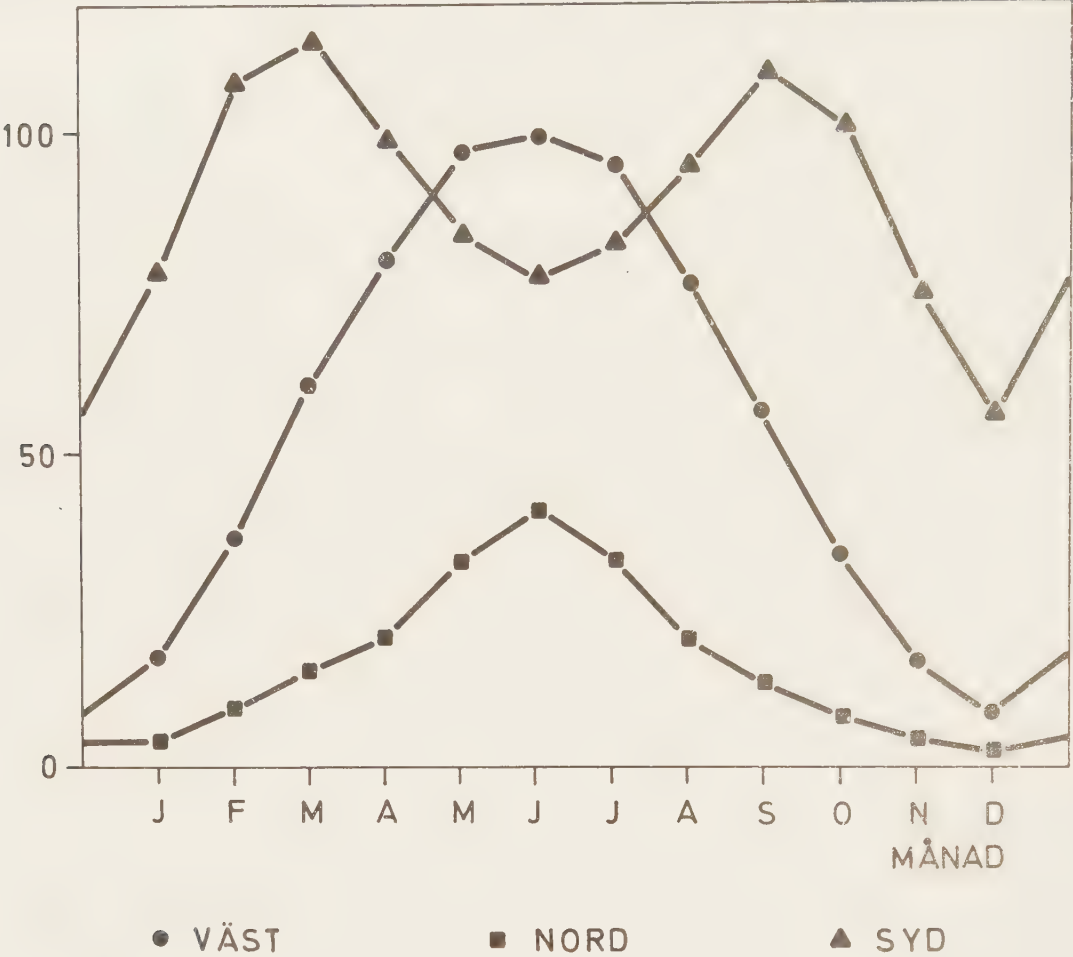


FIG 6.24. Månadssummor av kortvågig instrålning mot nord-, väst- och sydfasad vid beräkning enligt Approximation III, dvs 60 % av max möjlig instrålning.

6.3 SANDWICHKONSTRUKTION

En sandwichkonstruktion är uppbyggd av två bärande skivor med ett värmeisolerande skikt emellan. Det bärande materialet kan vara t ex betong, gasbetong eller tegel medan isoleringen är av mineralull, cellplast, kork e dyl.

Ibland förses sandwichkonstruktioner med luftspalter eller luftkanaler för att underlätta uttorkningen av fukt. Vëntilerade konstruktioner har emellertid ej behandlats, eftersom fukttransporten i luftade utrymmen är flerdimensionell och beräkningsprogrammet är avsett för endimensionell transport.

6.3.1 Betong/cellplast/betong

Konstruktionen består av utifrån räknat 8 cm betong + 12 cm cellplast + + 12 cm betong. Ut- och insida är obehandlade. Väggen utsättes ej för slagregn. De materialdata som använts vid beräkningarna framgår av nedanstående uppställning.

	Betong	Cellplast
Värmeledningstal, λ	1,75	0,041
Värmekapacitet, $\gamma \cdot c_p$	2400·880	15·1400
Diffusionstal, δ	$7 \cdot 10^{-7}$	$7 \cdot 10^{-7}$
Kapillärledningstal, k	$\begin{cases} 0,002 \cdot 10^{-7} & \text{för } w < 200 \\ 0,02 \cdot 10^{-7} & \text{för } w \geq 200 \end{cases}$	0
Sorptionskurva	$\begin{cases} RF=1 & \text{för } w > 100 \\ RF=0,01 \cdot w & \text{för } w \leq 100 \end{cases}$	-

Eftersom cellplasten har mycket låg fuktkapacitet och i princip fungerar som ett icke-hygroskopiskt material, skulle det krävas ytterligt små tidssteg vid beräkningarna för att konvergensvillkoret skall vara uppfyllt. För att spara beräkningstid har cellplastskiktet därför ur fuktsynpunkt behandlats som ett oändligt tunt skikt med ett diffusionsmotstånd motsvarande 12 cm cellplast. Antagandet innebär att ingen fukt ackumuleras i cellplasten under vintern utan sugs upp i yttre betongskivan. Detta torde åtminstone teoretiskt sett vara konstruktionens verkningssätt även i praktiken så länge inte ett tätt skikt (ev is-skikt) hindrar fuktutbyte mellan cellplasten och yttre betongskivan.

Skiktindelningen har gjorts så att yttre skivan har skikttjockleken $\Delta x_u = d_u/3$ och inre $\Delta x_i = d_i/4$. Denna indelning har kontrollerats mot en beräkning med skikttjocklekar $\Delta x_u = \Delta x_i = d/6$, varvid avvikelserna i medelfukthalt för resp skiva var mindre än $1,5 \text{ kg/m}^3$.

Med skikttjocklekar $\Delta x_u = d_u/3$ och $\Delta x_i = d_i/4$ måste Δt väljas $\leq 1,0 \text{ h}$ vid fuktberäkningen och $\leq 0,1 \text{ h}$ vid temperaturberäkningen för att konvergensvillkoret skall vara uppfyllt. Differentialekvationerna har lösts med enkel framåtdifferensmetod.

Som normalfall väljes en beräkning under följande förutsättningar:
(se FIG 6.25)

Uteklimat: Lund, västfasad
Inneklimat: 22°C , $FT = 0,002$
Temperaturberäkning: Approximation III
Beräkningsmodell I

De höga fukthalterna i yttre betongskivans ytteryta beror på att fukthaltsfördelningarna gäller vid kl 24. Uteluftens höga relativa fuktighet nattetid påverkar fukthalten i ytskiktet.

Även för denna sandwichkonstruktion tycks de approximationer för temperaturberäkningen som beskrevs i kap 6.1.2 vara väl användbara. Speciellt intressant är det att värdet på faktorn KI_1 även för sandwichelement ligger omkring 0,60. FIG 6.26 visar fuktförloppen i den yttre och den inre betongskivan för en västvägg i Lund beräknad med Approximation I, II och VI. Approximationerna innebär viss fasförskjutning och viss omfördelning av fukten mellan ytter- och innerskiva men följer i stora drag varandra. Bäst är överensstämmelser i övergången vinter - vår.

FIG 6.27 visar hur väggens orientering mot olika väderstreck påverkar fuktförloppen. Som jämförelse har även gjorts en beräkning där instrålningen har eliminerats. Instrålningens inverkan på den inre skivan är för denna konstruktion försumbar. Cellplasten är så diffusionstät att ytterskivans huvudsakliga fuktutbyte sker med uteluften. För en konstruktion med ett genomsläppligare isoleringsmaterial skulle fukten i större utsträckning vandra mellan skivorna och fukt- och temperaturför-

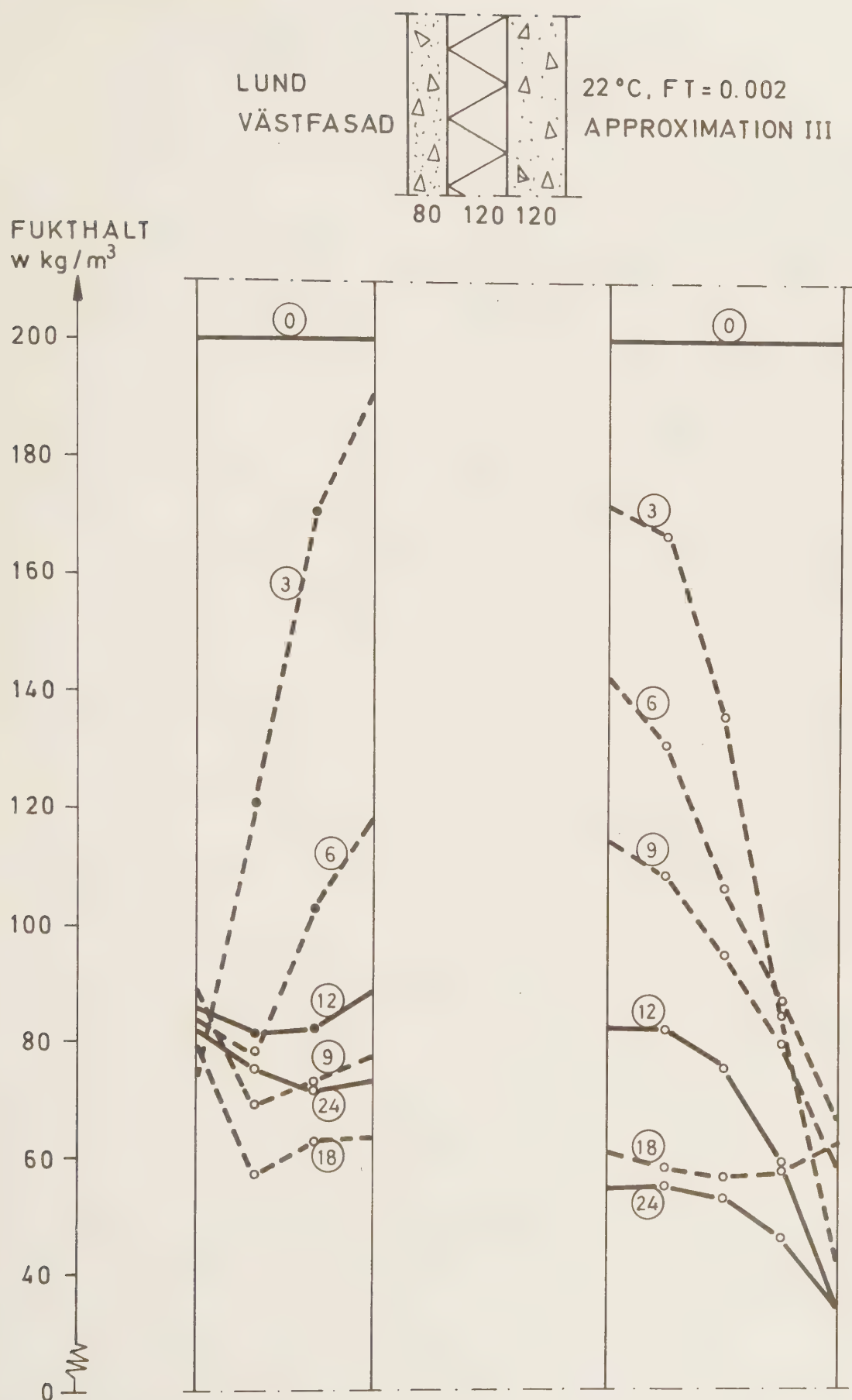


FIG 6.25. Fukthaltsfördelning i sandwichkonstruktion av betong/cellplast/betong. Siffrorna anger antal månader efter start (= 1 januari).

hållandena i den yttre skivan skulle starkare påverka den inre skivan och vice versa. Jämför kap 6.3.2.

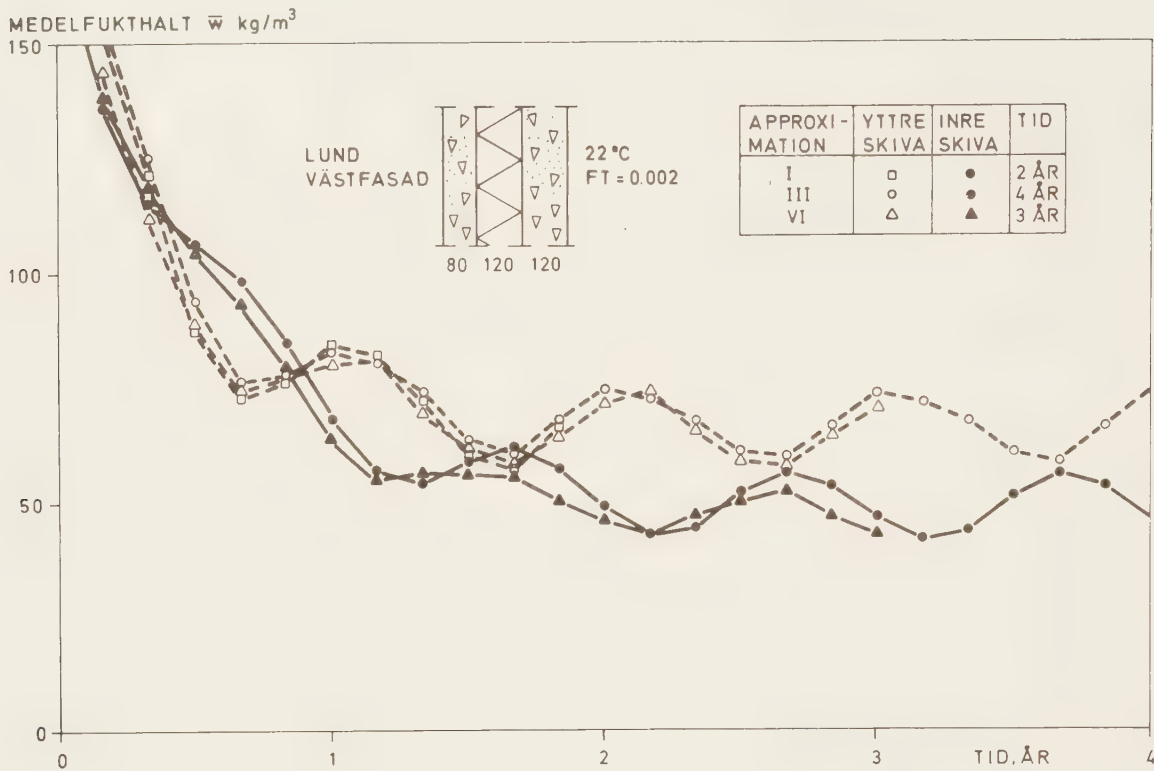


FIG 6.26. Uttorkning av sandwichvägg, betong/cellplast/betong, vid olika approximationer för temperaturberäkningen.

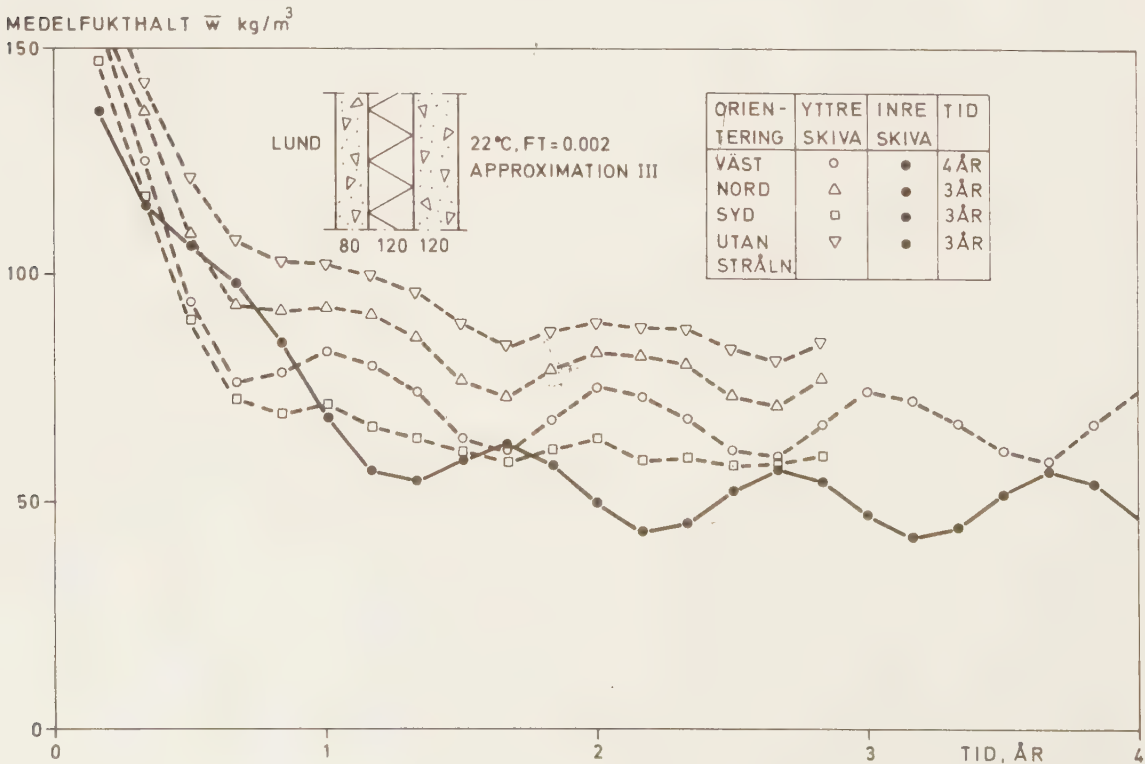


FIG 6.27. Uttorkning av sandwichvägg, betong/cellplast/betong, vid olika väggorientering.

Även FIG 6.28 och 6.29 visar att yttre och inre skivan torkar ut tämligen oberoende av varandra och att medelfukthalten i resp skiva i huvudsak styrs av angränsande lufts relativa fuktighet. FIG 6.28 visar sandwichväggen i Lund och Luleå. Beräkningen är gjord med Approximation III och inneklimatet 22°C , $FT = 0,002$. I yttre skivan skiljer sig fukthalterna inte mycket, vilket beror på att relativa luftfuktigheten utomhus i Lund och Luleå är ganska lika. Den låga lufttemperaturen i Luleå medför en låg absolut luftfuktighet. Inneluften kommer på grund av denna låga absoluta fuktighet att hålla en låg relativ fuktighet i Luleå, vilket även avspeglar sig i lägre fukthalt i den inre skivan.

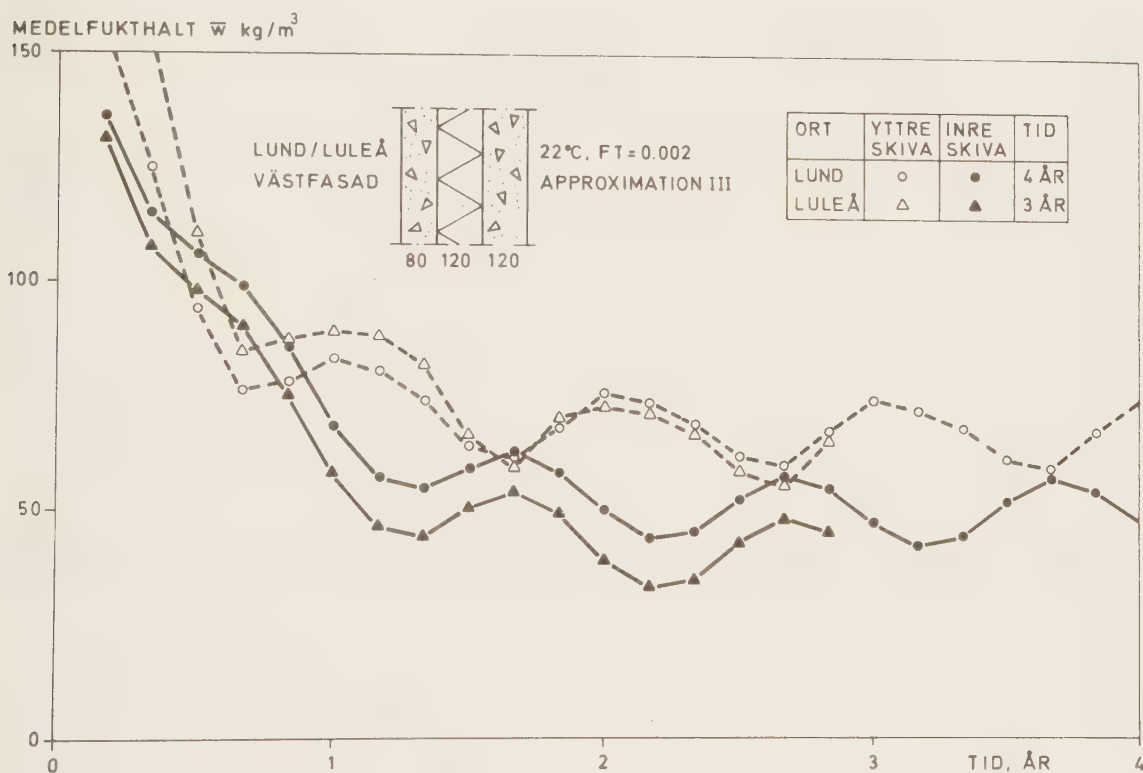


FIG 6.28. Uttorkning av sandwichvägg, betong/cellplast/betong, vid olika geografiskt läge.

FIG 6.29 visar motsvarande jämförelse med en konstant relativ fuktighet inne, $\phi_i = 50\%$. Såväl ytter- som innerskivan uppvisar tämligen lika fukthalter i Lund och Luleå.

En ytbehandling i form av ett diffusionsbromsande skikt på insidan försvårar uttorkningen av byggfukten i innerskivan väsentligt eftersom denna huvudsakligen torkar ut inåt. Ytterskivan påverkas i ringa utsträckning.

FIG 6.30 visar värden från beräkningar som gjorts med ett inre diffusions-
övergångstal på $2,5 \cdot 10^{-3}$, $0,25 \cdot 10^{-3}$ och $0,025 \cdot 10^{-3}$ m/s. Det
första värdet motsvarar obehandlad yta och de andra ytbehandlad konstruk-
tion med ytbehandlings diffusionsmotstånd $0,36 \cdot 10^4$ resp $4 \cdot 10^4$ s/m.

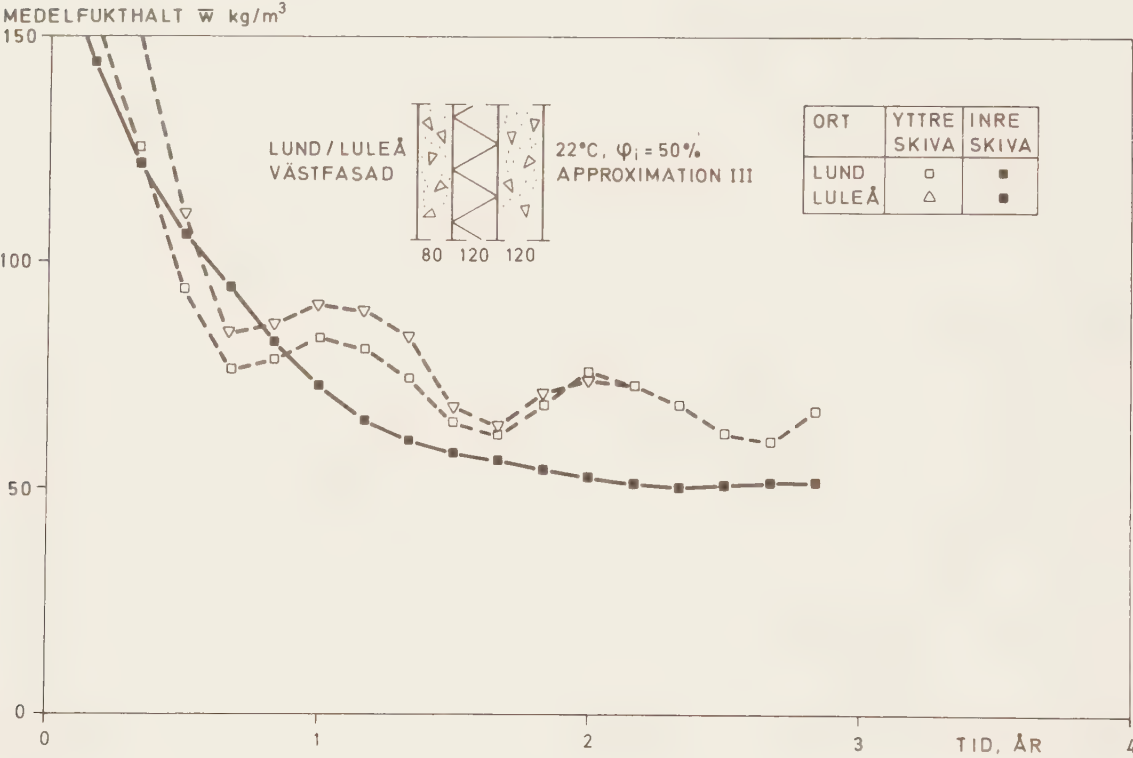


FIG 6.29. Uttorkning av sandwichvägg, betong/cellplast/betong, vid olika
geografiskt läge.

Allmänt kan sägas om sandwichelement att fasförskjutningen på 6 månader mellan fukthaltens variation i inre och yttre skivan är mycket intressant med hänsyn till fuktrörelser.

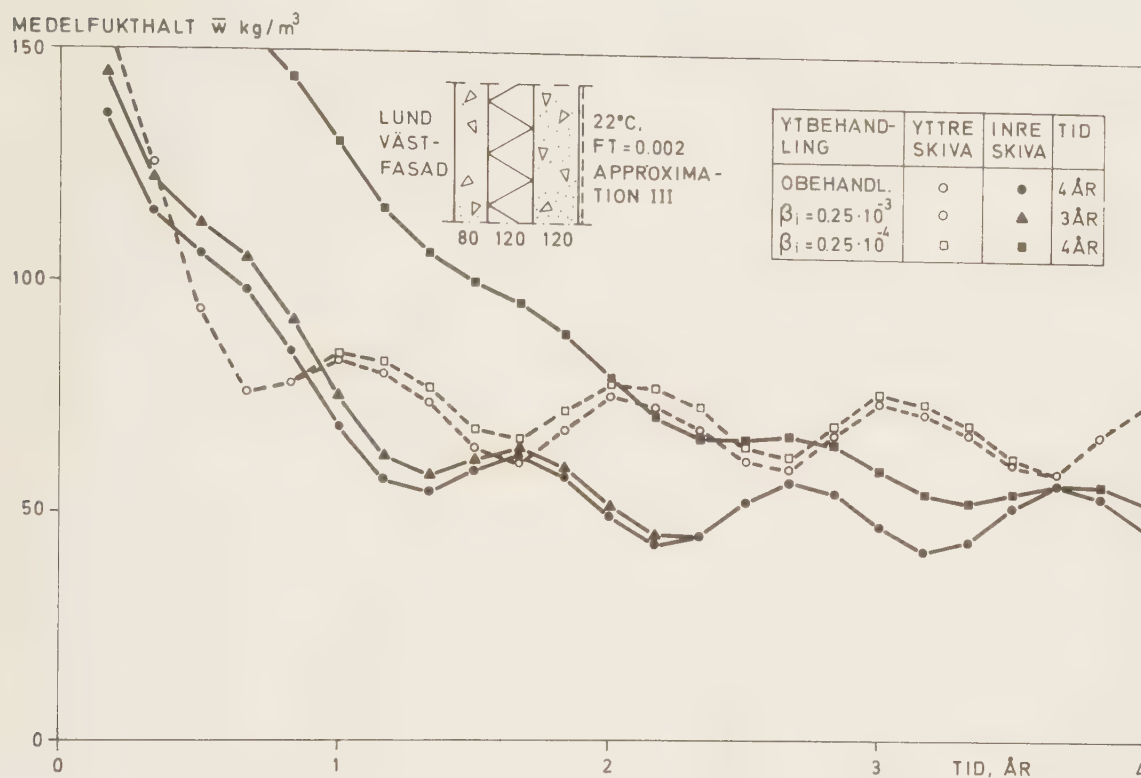
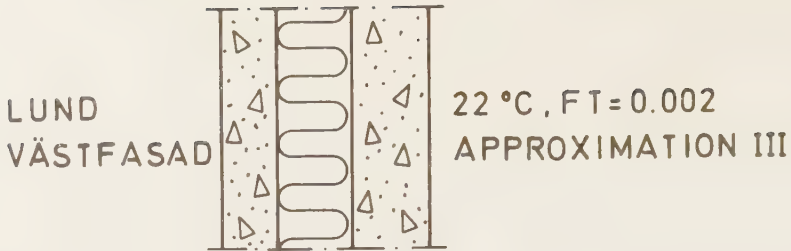


FIG 6.30. Uttorkning av sandwichvägg, betong/cellplast/betong, vid olika ytbehandling på insidan.

6.3.2 Betong/mineralull/betong

Konstruktionen skiljer sig från den ovan behandlade sandwichväggen endast vad beträffar isoleringsmaterialet. Cellplasten är utbytt mot mineralull med ett antaget diffusionstal $175 \cdot 10^{-7} \text{ m}^2/\text{s}$. Detta höga diffusionstal medför att fukttransporten mellan yttre och inre skivan blir större än i konstruktionen med cellplast. För övrigt är beräkningarna identiska vad beträffar beräkningsmetod, skiktindelning o dyl.

FIG 6.31 visar fukthaltsfördelningen i normalfallet, som är Lund, västfasad, inneklimatet 22°C, FT = 0,002 och Approximation III.



FUKTHALT
w kg/m³

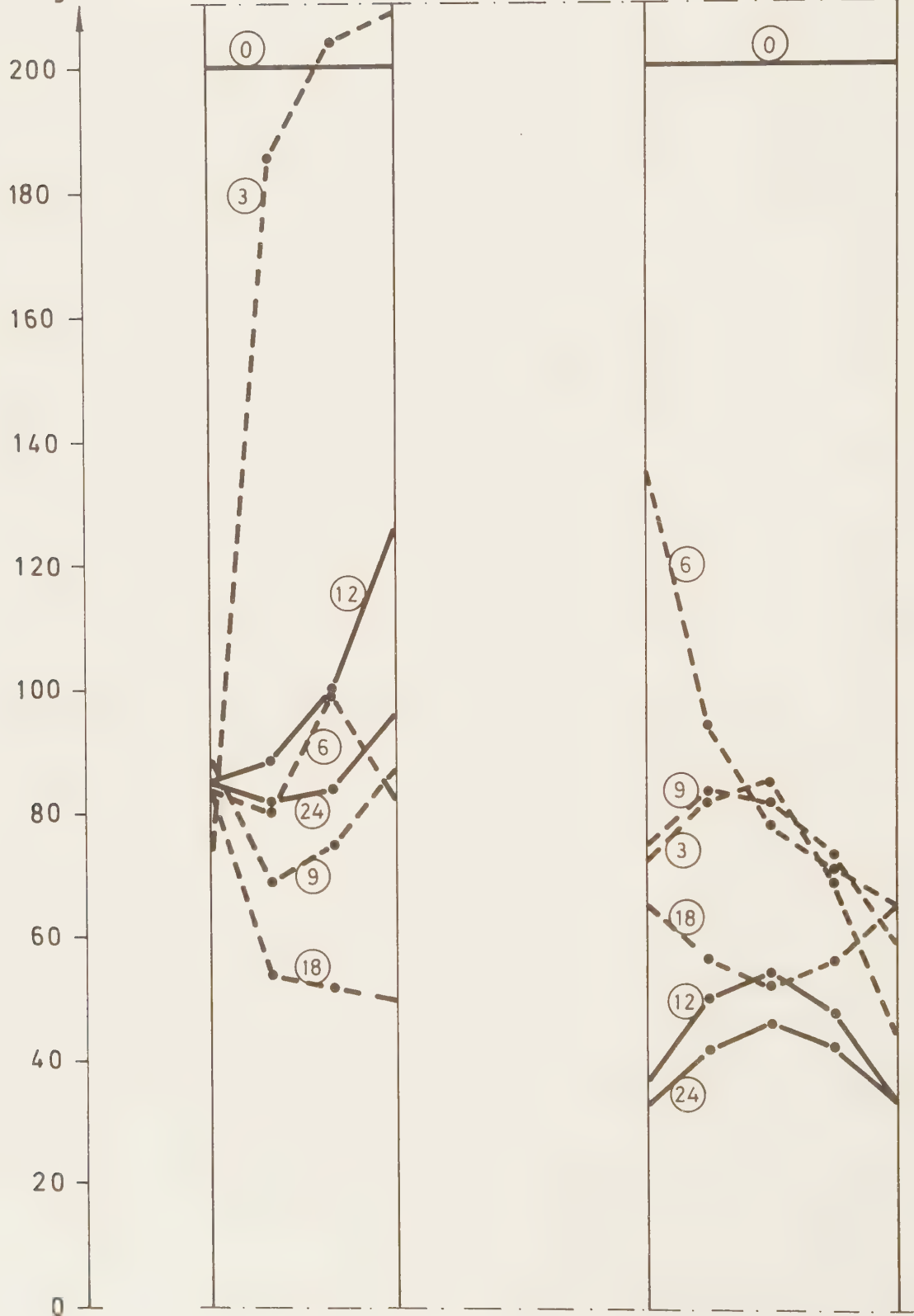


FIG 6.31. Fuktfördelningen i sandwichkonstruktion, betong/mineralull/betong. Siffrorna anger antal månader efter start (= 1 jan).

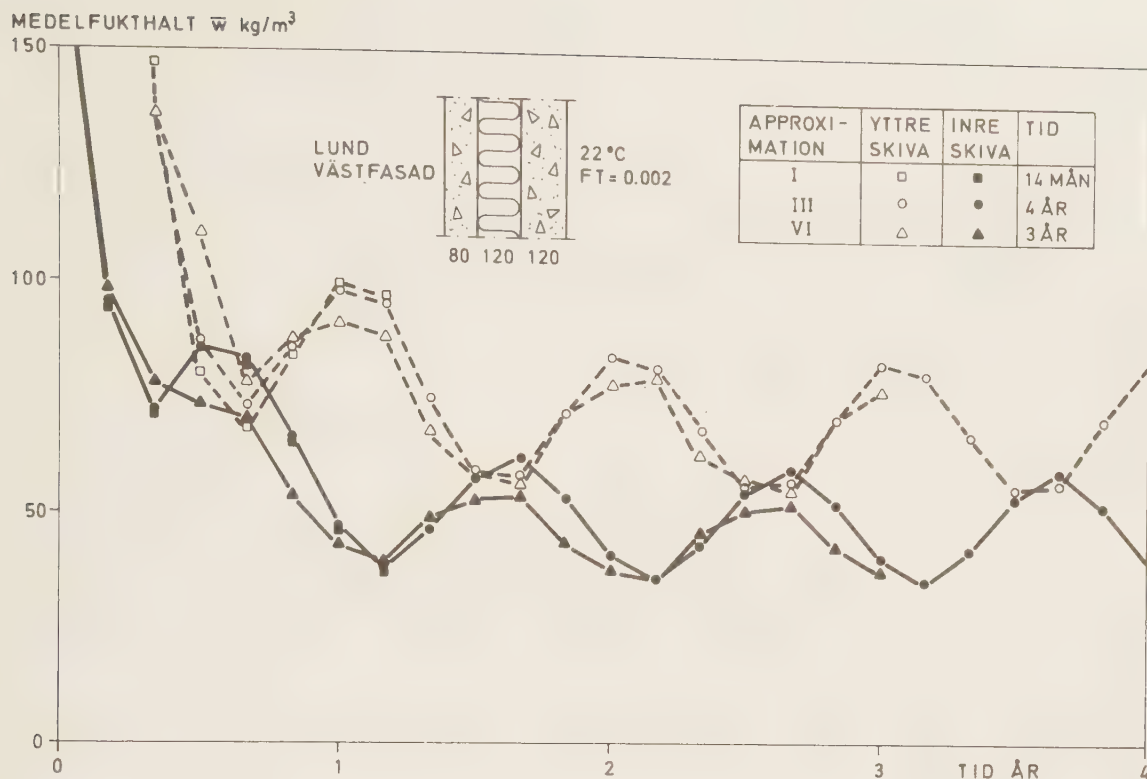


FIG 6.32. Uttorkning av sandwichvägg, betong/mineralull/betong, vid olika approximationer för temperaturberäkningen.

FIG 6.32 visar hur approximationerna i bestämningen av temperaturfältet påverkar resultaten. Värdena gäller för en västvägg i Lund med inneklimatet 22°C, $FT = 0,002$. Överensstämmelsen mellan olika approximationer är god.

Av FIG 6.33, som visar inverkan av solstrålning och olika fasadorientering, framgår att årssvängningarna i resp betongskiva blir något större än de som erhålles i FIG 6.27. Fukten transporteras i större utsträckning emellan skivorna medan medelfukthalten för hela konstruktionen är ganska lika för både cellplast- och mineralullisolering.

FIG 6.34 visar hur konstruktionen påverkas dels av olika fukttinnehåll i inomhusluften och dels av en ytbehandling på insidan. De två inneklimaten

$$c_i = c_u + 0,002, \quad \phi_i = 30-68 \%$$

$$c_i = \bar{c}_u + 0,002, \quad \phi_i = 50 \%$$

visar sig vara ganska likvärdiga. Inneklimatet

$c_i = \overline{c_u} + 0,007, \quad \phi_i = 75 \%$

ger hög fukthalt i inre skivan under hela året medan yttre skivan påer-
kas mindre. Ytbehandlingen på insidan ger förhöjda fukthalter både i
ytter- och innerskivan under de två första åren innan byggfukten torkat
ut.

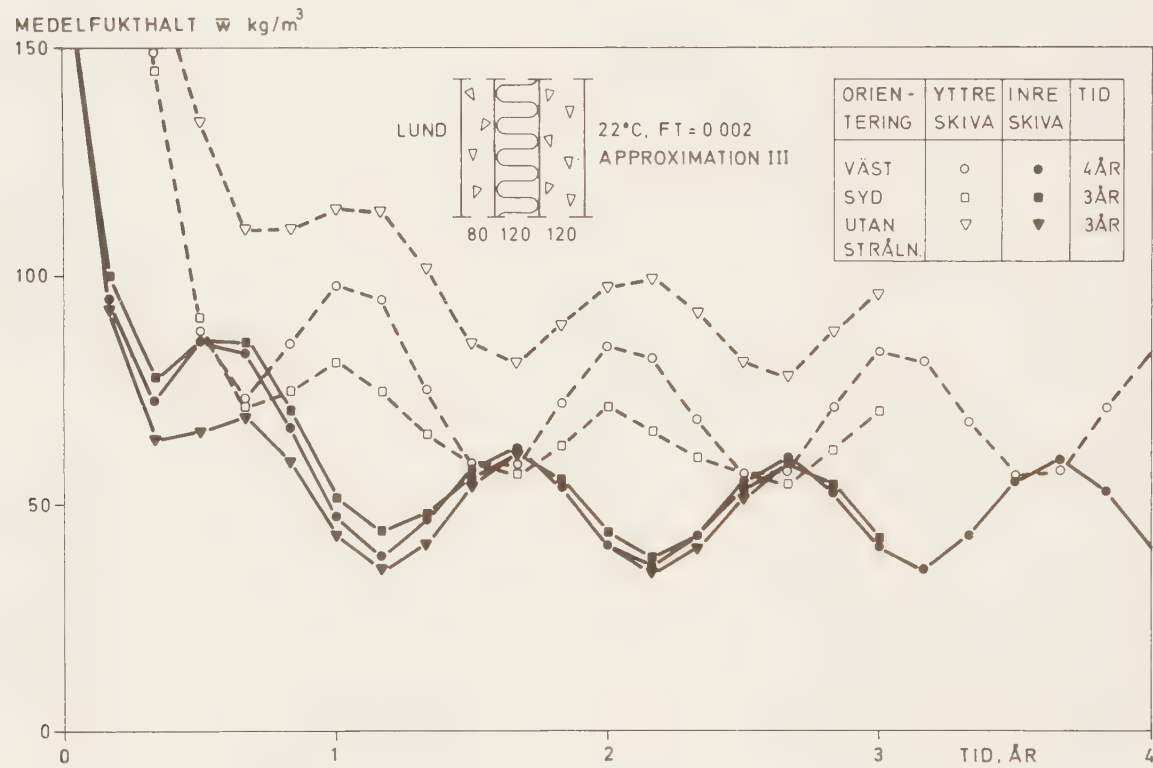


FIG 6.33. Uttorkning av sandwichvägg, betong/mineralull/betong, vid olika väggorientering.

Man bör observera de höga fukthalter i yttre skivan som erhålles spe-
ciellt under de första vintrarna i de fall där uttorkningen av bygg-
fukten varit långsam på grund av ytbehandling eller fuktig inneluft.
Under vintern finns risk för att den vattenånga som transporteras från
inre skivan ut genom isoleringen ansamlas som is på yttre skivans in-
sida. När isen sedan smälter kan smältvattnet vålla vissa olägenheter.

För att komma ifrån detta problem kan eventuellt en ångspärr anbringas
mellan isoleringen och inre betongskivan. Därigenom tvingas byggfukten
att torka ut inåt och inre skivans inneryta måste alltså då vara ång-

genomsläpplig. Om isoleringen utgöres av cellplast är denna i sig förmodligen tillräcklig som ångspärr.

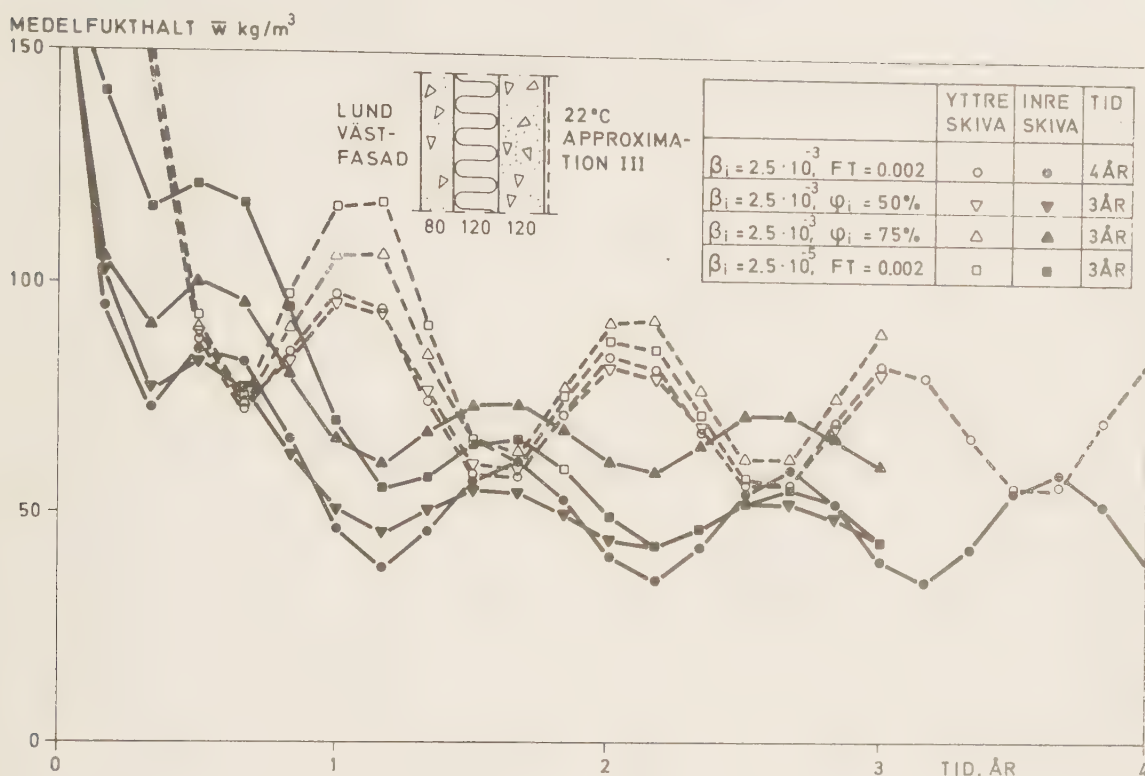


FIG 6.34. Uttorkning av sandwichvägg, betong/mineralull/betong, vid olika inneklimat och ytbehandlingar.

6.3.3 Gasbetong/cellplast/gasbetong

Konstruktionen består av 7,5 cm gasbetong + 10 cm cellplast + 7,5 cm gasbetong. Materialegenskaper för gasbetong och cellplast är desamma som angivits i kap 6.1 resp 6.3.1. På utsidan har elementet fabriksfärdig fasadyta ($\beta_u = 0,25 \cdot 10^{-3}$), insidan är obehandlad. Beräkningarna är gjorda med enkel framåt differensmetod med $\Delta x_i = \Delta x_u = d_i/4 = d_u/4$. Cellplasten har i beräkningarna behandlats på samma sätt som i kap 6.3.1.

Fukthaltsfördelningen i normalfallet är angiven i FIG 6.35 för Lund, västfasad, inneklimat 22°C, $FT = 0,002$ och beräknat med Approximation III.

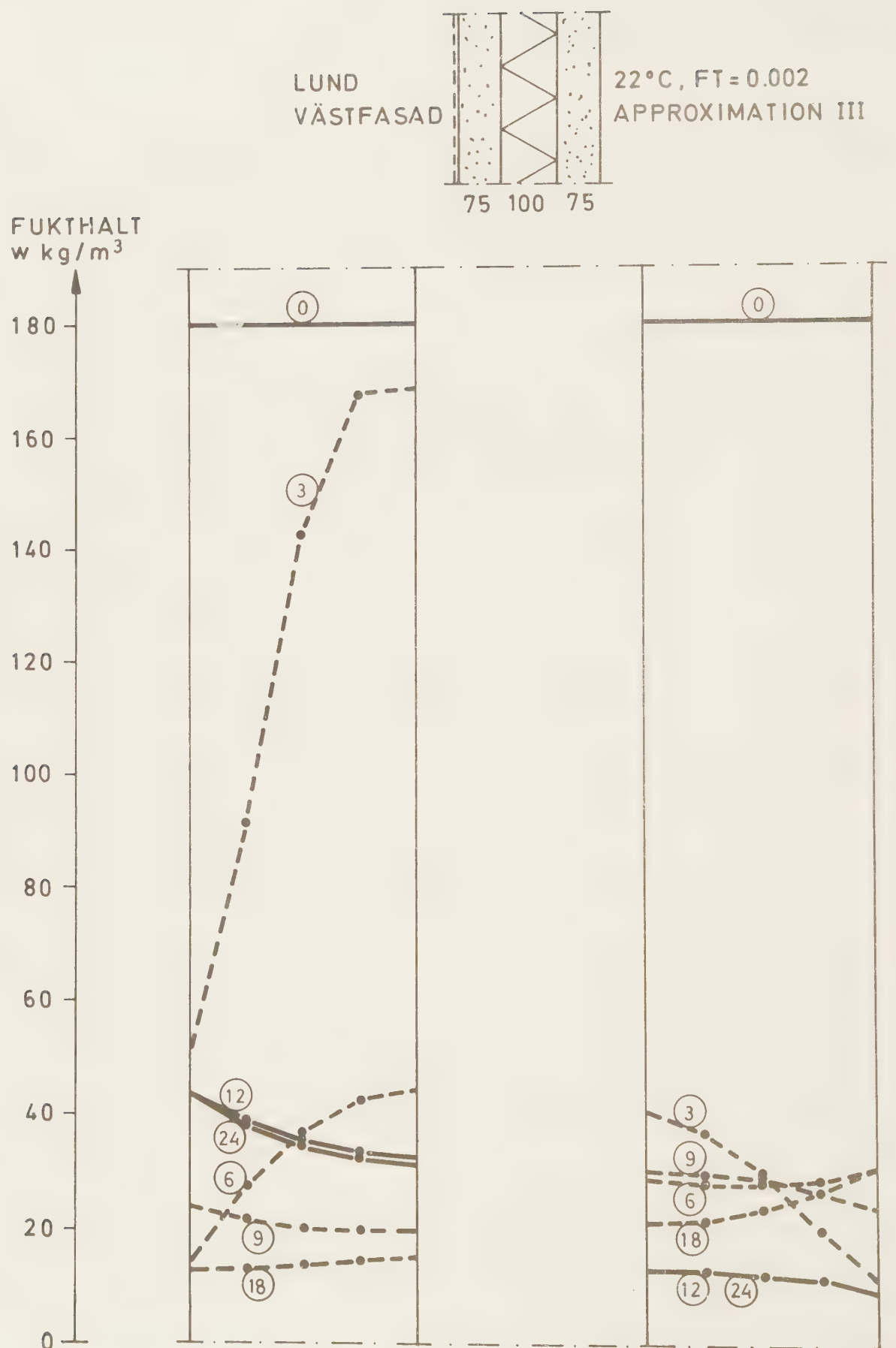


FIG 6.35. Fukthaltsfördelning i sandwichkonstruktion, gasbetong/cellplast/gasbetong. Siffrorna anger antal månader efter start (= 1 januari).

FIG 6.36 visar medelfukthaltens variation i inre och yttre gasbetongskivan för dels normalfallet, dels ett fall med $\phi_i = 75\%$ och dels ett fall med invändig ytbehandling. Yttre skivan är tämligen opåverkad av förhållandena på insidan. Inre skivans fukthalt styrs av relativa fuktigheten i inomhusluften. Ytbehandlingen ger under den första tiden en förhöjd fukthalt men när byggfukten torkat ut efter ett par år har den övervägande positiv inverkan.

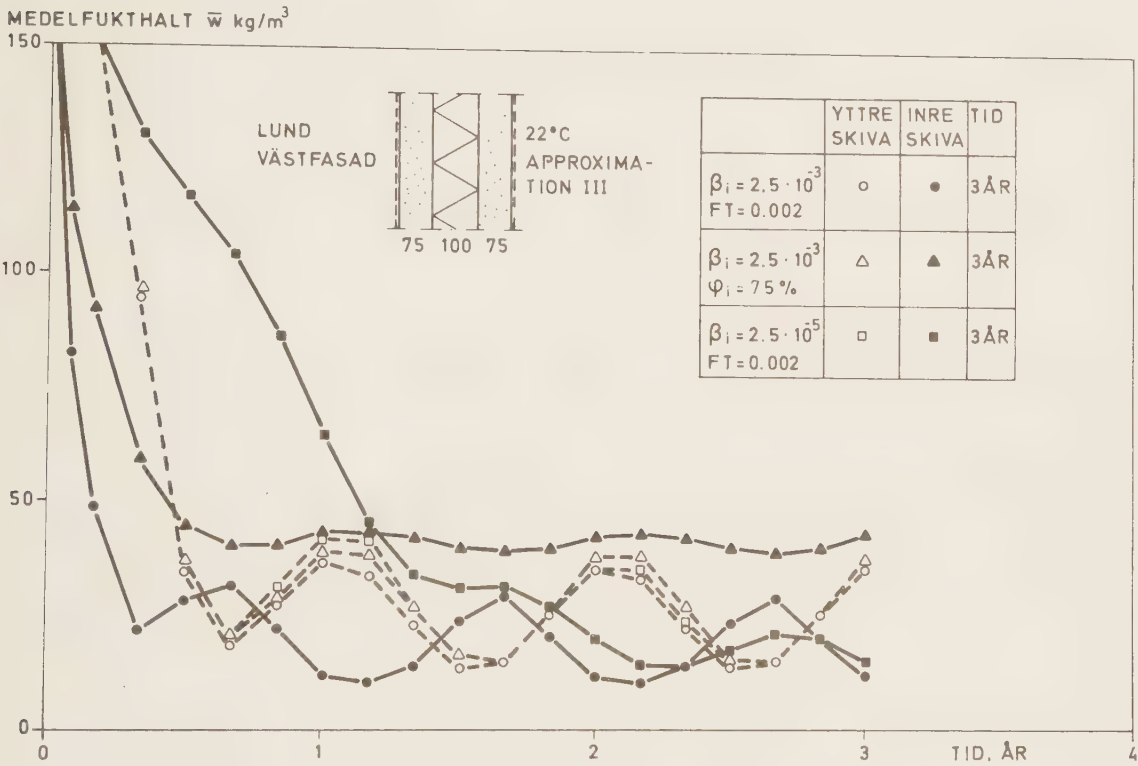


FIG 6.36. Uttorkning av sandwichvägg, gasbetong/cellplast/gasbetong, vid olika inneklimat och ytbehandlingar.

6.4 UTVÄNDIGT VÄRMEISOLERAT BETONGTAK

Konstruktionen består av en 12 cm betongplatta med värmeisolering på ovansidan. På isoleringen ligger en taktäckning medan betongens inneryta är obehandlad.

Funktionen hos denna konstruktion ur fuktteknisk synpunkt är att fukt vintertid transporteras genom isoleringen och kondenserar under tätskiktet. Fukthalten i själva isoleringsmaterialen påverkas föga eftersom de flesta är icke-hygroskopiska. När tillräckligt stora mängder fukt samlats under ytskiktet, kommer i vissa material, t ex mineralull, tyngdkraften att transportera tillbaka fukten i vätskefas. Periodvis råder minustemperatur under ytskiktet, varvid ett isskikt utbildas. När isen sedan smälter, kan ganska stora vattenmängder rinna genom isoleringen.

Eftersom transporten p g a tyngdkraften är svår att ta hänsyn till vid beräkningarna, har det antagandet gjorts att all fukt som kondenserar under tätskiktet magasineras där och transporteras bort enbart genom ångdiffusion. Isoleringsskiktet behandlas i fuktkräkningen som ett diffusionsmotstånd utan fuktopptagande förmåga. På detta sätt fungerar vissa konstruktioner även i praktiken. Ovanpå lös lättklinker läggs ett lager betong eller cementbunden lättklinker som underlag för taktäckningen. Detta skikt kan i viss utsträckning magasinera kondensatet. Cellplast och kork har så tät struktur att vatten ej kan transporteras i vätskefas genom dessa material. Därför lagras fukten upp under tätskiktet om den ej rinner nedåt i skarvarna mellan isoleringsplattorna.

I praktiken vill man helst undvika kondensation av ovan beskrivet slag. Man brukar därför antingen ventilera isoleringen eller anbringa en ångspärr ovanpå betongen eller ev kombinera dessa åtgärder. En konstruktion med en diffusionstät isolering (cellglas) bör vara problemfri ur fuktsynpunkt och har därför inte behandlats. Eftersom flerdimensionellt fuktflöde inte kan behandlas i beräkningsprogrammet, måste även inverkan av ventilationen i isoleringsskiktet försummas.

Resultaten kan ändå vara intressanta eftersom de ger värden "på säkra sidan". Eventuellt kan inverkan av luftningen senare införas som en korrektion till de resultat som beräknats utan luftning.

Temperatur- och fuktberäkningar är gjorda med Crank-Nicolson metod och skikttjocklek i betongen är $\Delta x = d/6$. Begynnelsefukthalt i betongplattan är 200 kg/m^3 .

De materialdata som använts är

	Betong:	Lättklinker:
Värmeledningstal, λ	$1,0 + 0,015 \cdot w$	0,10
Värmekapacitet, $\gamma \cdot c_p$	$2400 \cdot 880$	$330 \cdot 1050$
Diffusionstal, δ	$\begin{cases} (2 + 0,02 \cdot w) \cdot 10^{-7}, & w < 100 \\ 4 \cdot 10^{-7}, & w \geq 100 \end{cases}$	$225 \cdot 10^{-7}$
Kapillärledn tal, k	$\begin{cases} 0,002 \cdot 10^{-7}, & w < 200 \\ 0,02 \cdot 10^{-7}, & w \geq 200 \end{cases}$	0
Sorptionskurva	$\begin{cases} RF = 0,01 \cdot w, & w < 100 \\ RF = 1,0, & w \geq 100 \end{cases}$	$\begin{cases} RF = 0,2 \cdot w, & w < 5 \\ RF = 1,0, & w \geq 5 \end{cases}$

I FIG 6.37 visas resultat från ett tak med 25 cm lös lättklinker som värmeisolering. Isoleringen är oluftad och ångspärr saknas. På figuren anges medelfukthalten i betongskivan i kg/m^3 och vattenmängden under tätskiktet i mm filmtjocklek.

Resultaten är även representativa för en konstruktion med isolering av ca 10 cm mineralull. Ett sådant tak brukar emellertid förses med ångspärr såvida inte byggfukten har torkat ut innan taket isoleras och inneklimatet är torrt. I varje fall uppkommer en viss ångspärr när isoleringen klistras till underlaget.

Beräkningarna visar att Approximation III är fullt acceptabel för denna typ av konstruktion. Approximation V ger en något för långsam uttorkning beroende på att ekvivalenta utetemperaturers dygnsvariationer helt har eliminerats. För att kompensera för detta och ta hänsyn till olineariteter i mättnadsånghalten kan värdet på faktorn KI_1 ökas något, förmodligen till 0,65 à 0,70.

Uttorkningen i denna konstruktion går mycket långsamt och jämvikt uppnås först efter 7-8 år. I praktiken bör alltså ångspärr och/eller ventilation av isoleringen tillgripas.

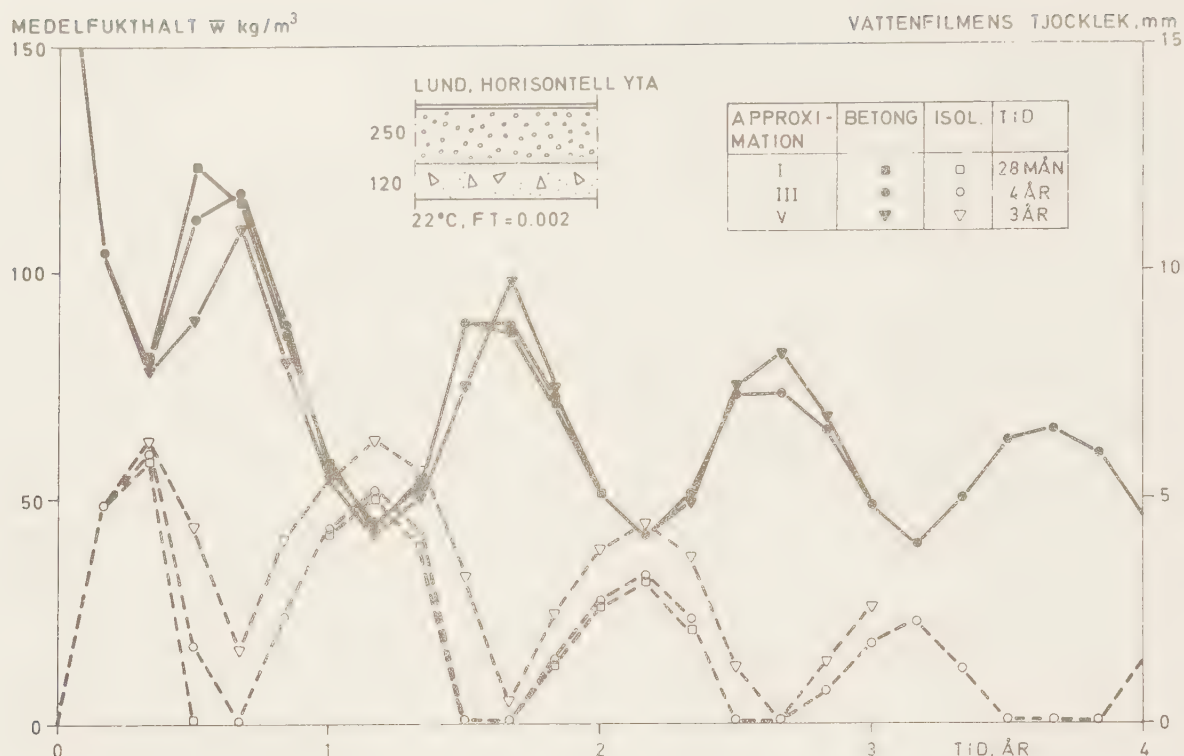


FIG 6.37. Uttorkning av utvändigt isolerat betongtak vid olika approximationer för temperaturberäkningen. Fukt i isoleringen antas koncentrerad till ett vattenskikt under tätskiktet.

Om isoleringsmaterialet i stället utgöres av cellplast blir förhållandena fortfarande i princip desamma. Årsbalansen är mycket svagt positiv och uttorkningen går långsamt. Tack vare cellplastens höga diffusionsmotstånd blir emellertid fukttransporten in i värmeisoleringen under vintern mycket ringa, se FIG 6.38.

Även för denna taktyp är en temperaturberäkning enligt Approximation III tillräckligt noggrann. Avvikelsen mellan Approximation I och III är $< 1 \text{ kg/m}^3$ i medelfukthalt och $< 3 \text{ kg/m}^3$ i något skikt respektive 0,1 mm i filmtjocklek.

Som nämndes ovan är beräkningarna gjorda med den approximationen att isoleringen antas sakna fuktkapacitet och endast fungerar som ett diffusionsmotstånd. För att se vilka fel detta innebär har även cellplasten inkluderats i beräkningen av det icke-stationära fuktfältet. Vid den beräkningsmodell (I) som använts uppstår vissa problem i gränsen mellan två material. Eftersom båda potentialerna (c och w) i allmänhet ej kan vara kontinuerliga vid gränsen, måste i det generella fallet någon typ

av kontaktmotstånd införs. Vid denna speciella konstruktion (cellplast och betong) löses problemet genom att cellplastens kapillärledningstal antas vara 0. Någon transport p g a fukthaltsgradient över gränsytan sker då ej. Ånghaltsskurvan är kontinuerlig. Rent praktiskt löses detta vid beräkningen så att den fuktmängd som transporteras till gränsskiktet fördelas på de två materialen så att ånghalten i dessa blir lika vid gränsytan.

FIG 6.38 visar att den förenklade behandlingen av cellplasten ger beräkningsresultat som väl överensstämmer med den noggrannare beräkningen.

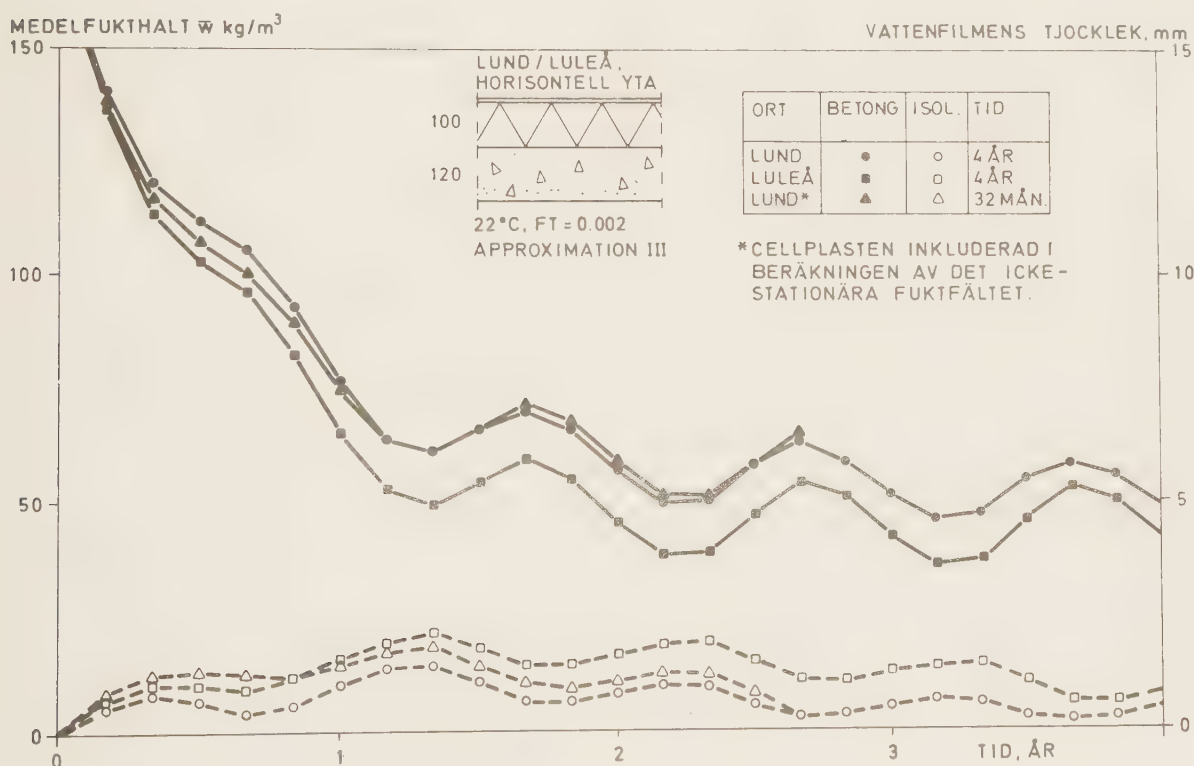


FIG 6.38. Uttorkning av utvändigt isolerat betongtak i Lund och Luleå. Fukten i cellplasten antas koncentrerad till ett vattenskikt under tätskiktet.

En beräkning har även gjorts för taket beläget i Luleå. FIG 6.38 visar en något långsammare uttorkning av cellplasten men en snabbare uttorkning av betongskivan. Taket i Luleå har även beräknats med snötäcke enligt de båda alternativ som angivits i kap 5.6. Resultaten visar att inverkan av snötäcke är ytterligt liten för denna typ av tak. Orsakerna till detta är dels att snötäcket i mycket ringa utsträckning påverkar

temperaturförhållandena i medeltal över en vinter och dels att en ändring av temperaturen vid nivåer under 0°C ej betyder så mycket för fukttransporten eftersom c_s -kurvan är ganska flack ($dc_s/d\theta$ liten) här.

6.5 FASADTEGELSKAL

Några beräkningar har gjorts på fuktbalansen i ett 12 cm (halvstens) fasadtegelskal. Konstruktionen bakom fasadteglet är diffusionstät och har värmemotståndet $2,5 \text{ m}^2 \cdot ^\circ\text{C/W}$. Teglet antas ha följande material-egenskaper:

$$\text{Värmeledningstal, } \lambda = 0,6(1 + 0,008 \cdot w)$$

$$\text{Värmekapacitet, } \gamma \cdot c_p = 1260 \cdot 10^3$$

$$\text{Diffusionstal, } \delta = 50 \cdot 10^{-7}$$

$$\text{Kapillärledningstal, } k = \begin{cases} 0,01 \cdot 10^{-7}, & \text{för } w < 90 \\ 0,1 \cdot 10^{-7}, & \text{för } w \geq 90 \end{cases}$$

$$\text{Sorptionskurva, RF} = \begin{cases} 1 & \text{för } w > 10 \\ 0,1 \cdot w & \text{för } w \leq 10 \end{cases}$$

Beräkningarna (FIG 6.39) har gjorts för en västfasad i Lund med en årlig slagregnsmängd på $250 \text{ mm (kg/m}^2\text{)}$ fördelad enligt vad som angivits i kap 5.5. Skiktthjockleken har varit $\Delta x = d/6 = 0,02 \text{ m}$. För att vara säker på att skiktindelningen är tillräckligt fin, har även en beräkning med $\Delta x = d/10$ genomförts. Denna beräkning gav avvikelser i medelfukthalt $< 2 \text{ kg/m}^3$. Det visar sig att fuktfronten efter ett regn ganska snabbt flyttar sig några cm in i materialet och finare skiktindelning påverkar inte noggrannheten nämnvärt. Temperaturberäkningen är gjord enligt Approximation III. En jämförelse med Approximation II gav mindre skillnader än 3 kg/m^3 i medelfukthalt. Approximation I skulle förmodligen inte heller ge nämnvärda avvikelser och har därför inte provats, speciellt som den dessutom är mycket tidskrävande.

Av FIG 6.39 framgår att fukthalterna i teglet är ganska höga under hela året om slagregnsmängden är 250 mm . Även en minskning av slagregnsmängden till 50% (125 mm) ger höga fukthalter. Först vid en minskning till 25% ($67,5 \text{ mm}$) torkar teglet någon gång ut till det hygroskopiska området. När fukthalterna är så höga har värdet på kapillärledningstalet speciellt stor betydelse för uttorkningen. Effekten av en fördubbling, resp femdubbling av k redovisas i FIG 6.39.

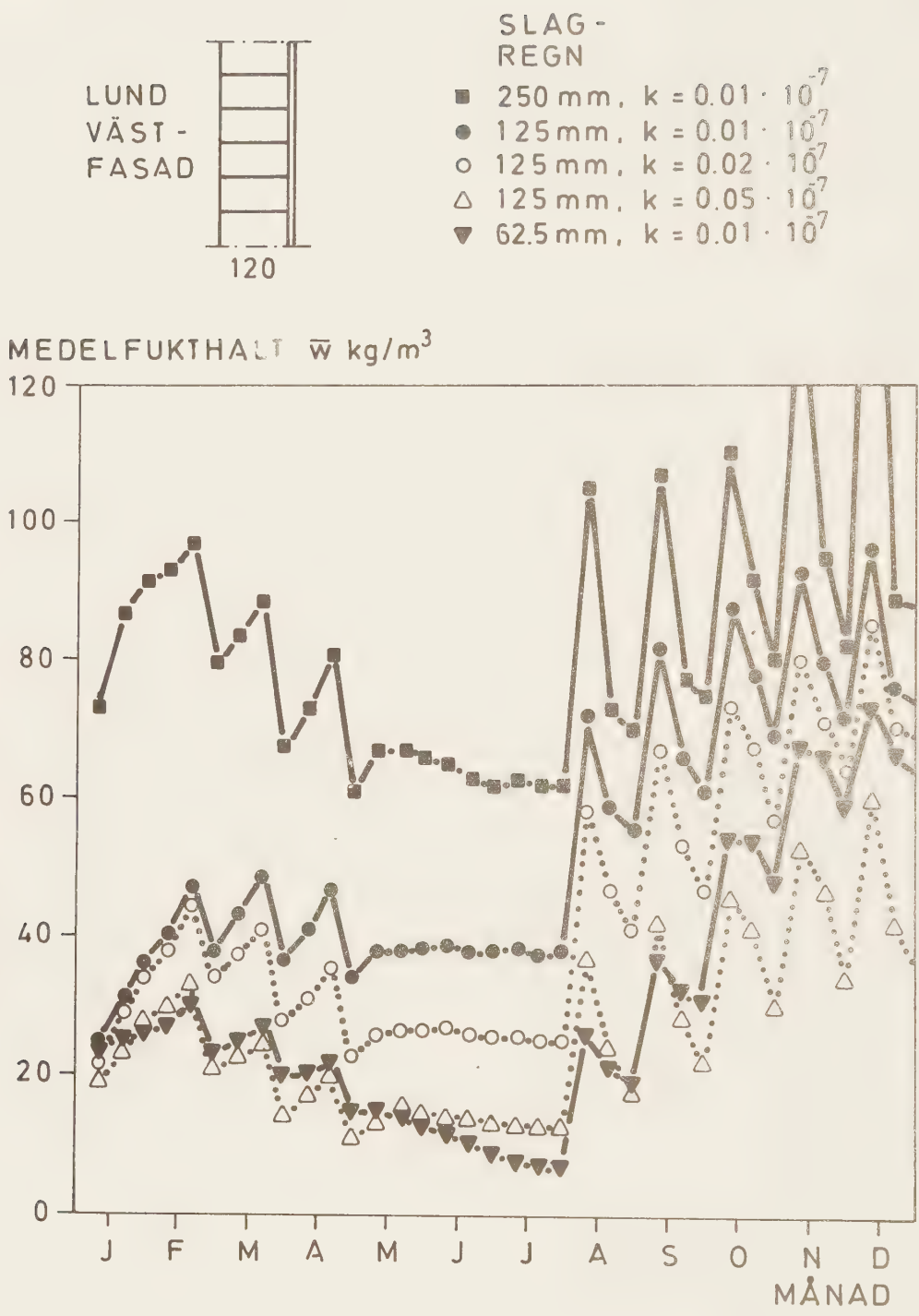


FIG 6.39. Medelfukthalt i tegelskal vid olika slagregnsmängder och olika kapillärledningstal.

7 GENOMGÅNG AV OLIKA FÖRENKLADE BERÄKNINGSMETODER

Fuktförloppet i många byggnadsdelar har i princip det utseende som framgår av FIG 7.1. De flesta material har vid inbyggnaden en fukthalt som är högre än det slutläge fukthalten får, när konstruktionen har kommit i jämvikt med omgivande klimat. Den första fasen i fuktförloppet blir därför en uttorkning under vilken konstruktionen anpassar sig till de rådande klimatförhållandena. Denna fas kan vara av olika längd beroende på hur stor byggfukten är, vilka fuktegenskaper materialen har och vilka konstruktionens randvillkor är. Sedan jämviktsläget ($\bar{w}_e$) uppnåtts förblir fukthalten konstant så länge randvillkoren inte ändrar sig. Detta förlopp (streckad kurva i FIG 7.1) gäller emellertid endast om randvillkoren är konstanta från byggnadens uppförande. Årstidsvariationerna i uteklimatet och inneklimate gör att det verkliga fuktförloppet kommer att svänga omkring den kurva som gäller vid konstanta randvillkor. Dessa förutsättes då vara valda som medelvärden av verkliga randvillkor.

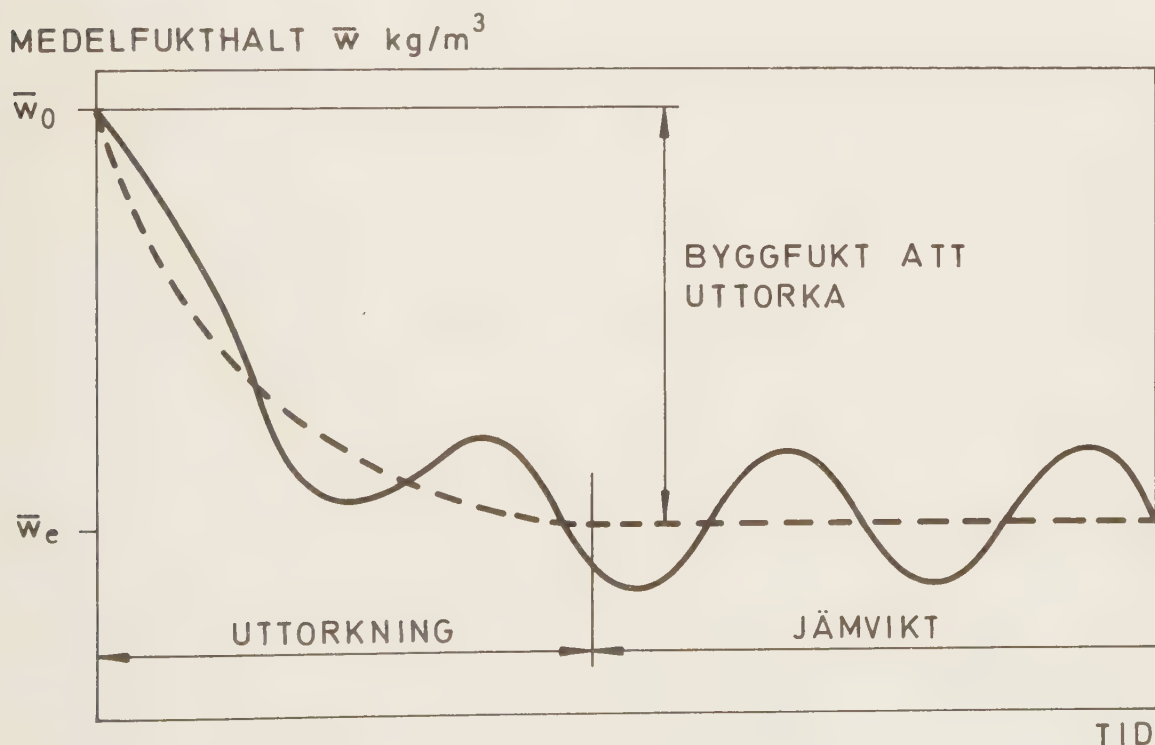


FIG 7.1. Principiellt utseende på fuktförloppet i en byggnadsdel.

- vid konstanta randvillkor
- vid årstidsvariationer i randvillkoren

De frågor beräkningarna skall ge svar på är:

1. Vilket är jämviktsläget?
2. Hur lång tid tar uttorkningen av byggfukten till jämviktsläget?
3. Hur stora är de årstidsbetingade svängningarna omkring jämviktsläget?

De materialdata som använts vid handräkningarna i detta kapitel är desamma som använts i kap 6 vid datorberäkningarna på samma konstruktioner.

7.1 VILKET ÄR JÄMVIKTSLÄGET?

Ett jämviktsläge uppnås i de flesta fall förr eller senare och värdet på jämviktsfukthalten $\bar{w}_e$ blir beroende av materialegenskaper och randvillkor. Låt oss åter använda beräkningsmodellen enligt Vos, jfr kap 3.2, för att närmare analysera jämviktsläget. FIG 7.2 visar fukthaltsfördelningen w_e för några typfall. Randvillkoren är årsmedelvärden. Typ I är en konstruktion utan kondensation. Fukthalten är i varje snitt bestämd genom $\phi = c/c_s$ och sorptionskurvan. Typ II är en konstruktion med en inre kondenszon. I denna zon ligger fukthalten strax över den kritiska. På båda sidor om kondenszonen är c -kurvans lutning densamma, dvs lika mängder fukt transporteras in i och ut ur kondenszonen. Typ III har ett tätt ytskikt på kalla sidan men är för övrigt analog med typ I. Även typ IV har ett tätt ytskikt på kalla sidan. I kondenszonen är fukthalten ungefär lika med w_k . På varma sidan om kondenszonen är ånghaltskurvan horisontell, dvs ingen fukt transporteras längre in i eller ut ur konstruktionen.

För samtliga typer kan alltså jämviktslägen konstrueras med hjälp av Vos' beräkningsmodell. Dock måste några viktiga reservationer göras; ytkondensation får inte äga rum. Om ytkondensation inträffar vid t ex typ IV, vilket alltså innebär att c_i är större än c_s i ytan, kommer fukt ständigt att transporteras in i materialet och fukthalten stiger kontinuerligt till mycket höga värden. Även tillförsel av fukt i vätskefas på andra sätt än ytkondensation (slagregn, läckage, kapillärsugning från grunden) kan ge fukttillstånd som avviker från de i FIG 7.2 angivna. Ett frågetecken bör också sättas för fukthaltsfördelningen omkring gränsytan mellan de två materialskikten i typ I och II och ånghaltskurvan i typ II.

Trots att Vos' beräkningsmodell innebär vissa approximationer kommer förhållandena i praktiken inte att skilja sig principiellt från de i FIG 7.2 angivna. Sammanfattningsvis bör man alltså kunna fastslå att för konstruktioner "utan ständig kondensation" ligger fukthalten i jämviktsläget, $\bar{w}_e$ inom det hygroskopiska området och för konstruktioner med "ständig kondensation" ligger fukthalten eventuellt över den hygroskopiska men i varje fall inte högre än den kritiska.

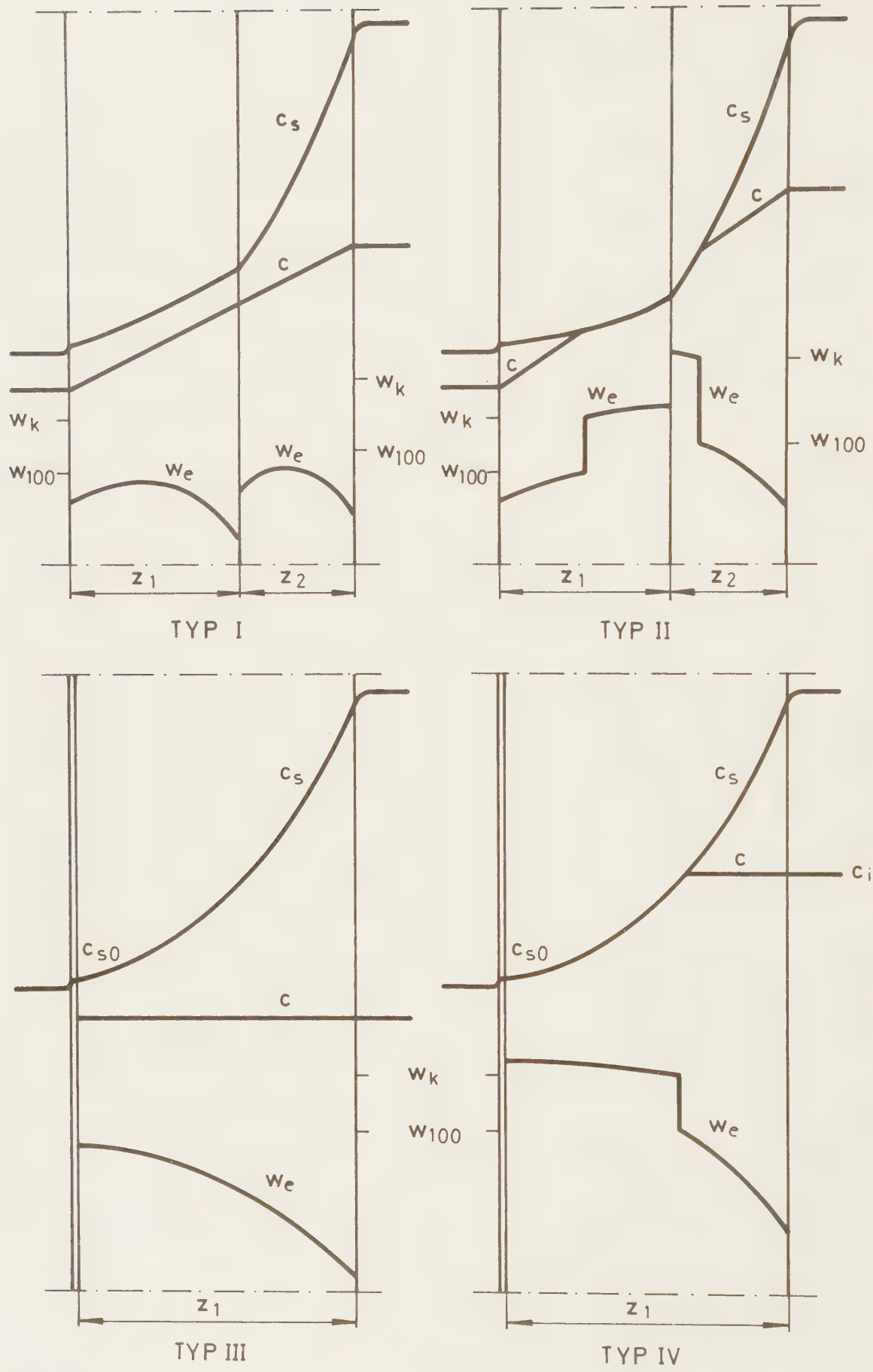


FIG 7.2. Fuktthaltsfördelning i jämviktsläget, w_e , för några typfall. c är mättnadsånghalten omedelbart innanför tätskiktet. Randvill^{so} koren är årsmedelvärden.

I konstruktioner av typ I och II i FIG 7.2 blir jämviktsläget beroende av var i konstruktionen kondenszonen är belägen och av värdet på mätnadsånghalten i denna zon. Även egenskaper hos ingående material och deras inbördes placering i konstruktionen påverkar jämviktsläget. I konstruktioner av denna typ som normalt innehåller kombinationer av hygroskopiska och icke-hygroskopiska material blir årstidssvängningarna omkring jämviktsläget ofta så betydande att jämviktsfukthalten är av mindre intresse, jämfört med den fukthalt som ackumuleras under kondensationsperioden, se vidare i kap 7.3.

För konstruktioner av typ III och IV erhålles gränsen för ständig kondensation, dvs gränsen mellan typ III och IV, när $c_i = c_{so}$, där c_{so} är mätnadsånghalten omedelbart innanför tätskiktet. Om temperaturen där approximeras med utetemperaturen, θ_u , blir tillåtet fukttillskott, om ständig kondensation skall undvikas,

$$FT = c_s(\theta_u) - c_u \quad (7.1)$$

Tillåtna värden på FT för Lund och Luleå framgår av FIG 7.3. För Luleå är tillåtet FT beräknat utan hänsyn till solstrålning ($\theta_u = \theta_l$) och för Lund dels utan och dels med strålning ($\theta_u = \theta_l$ resp $\theta_u = \theta_{ef}$).

Såväl den ringa skillnaden mellan Lund och Luleå som solstrålningens inverkan har diskuterats i kap 6. För en beräkning i Lund med $FT = 0,002$ erhålles alltså ständig kondensation i medeltal om hänsyn ej tas till strålningen. Om strålningen däremot tas med i beräkningen måste för ständig kondensation FT vara ca 0,006 vilket vid $\theta_i = 22^\circ\text{C}$ innebär en relativ fuktighet på ca 70 % i medeltal.

FIG 7.13 visar fukthaltsfördelningens variationer i tre olika gasbetongtak under ett år (så långt efter beräkningens start att byggfukten torakat ut). Taken är belägna i Lund och $\theta_i = 22^\circ\text{C}$. Med $FT = 0,002$ (tak I) pendlar $\bar{w}_e$ omkring 30 kg/m^3 , dvs klart inom det hygroskopiska området. Tak II är beräknat med $FT = 0,002$ men utan solstrålning och tak III med $\phi_i = 75 \%$ och solstrålning. Dessa två senare tak som enligt FIG 7.3 i medeltal har ständig kondensation erhåller värden på $\bar{w}_e$ som ligger i övre delen av det hygroskopiska området.

TILLÅTET FUKTTILLSKOTT
 $FT \text{ kg/m}^3$

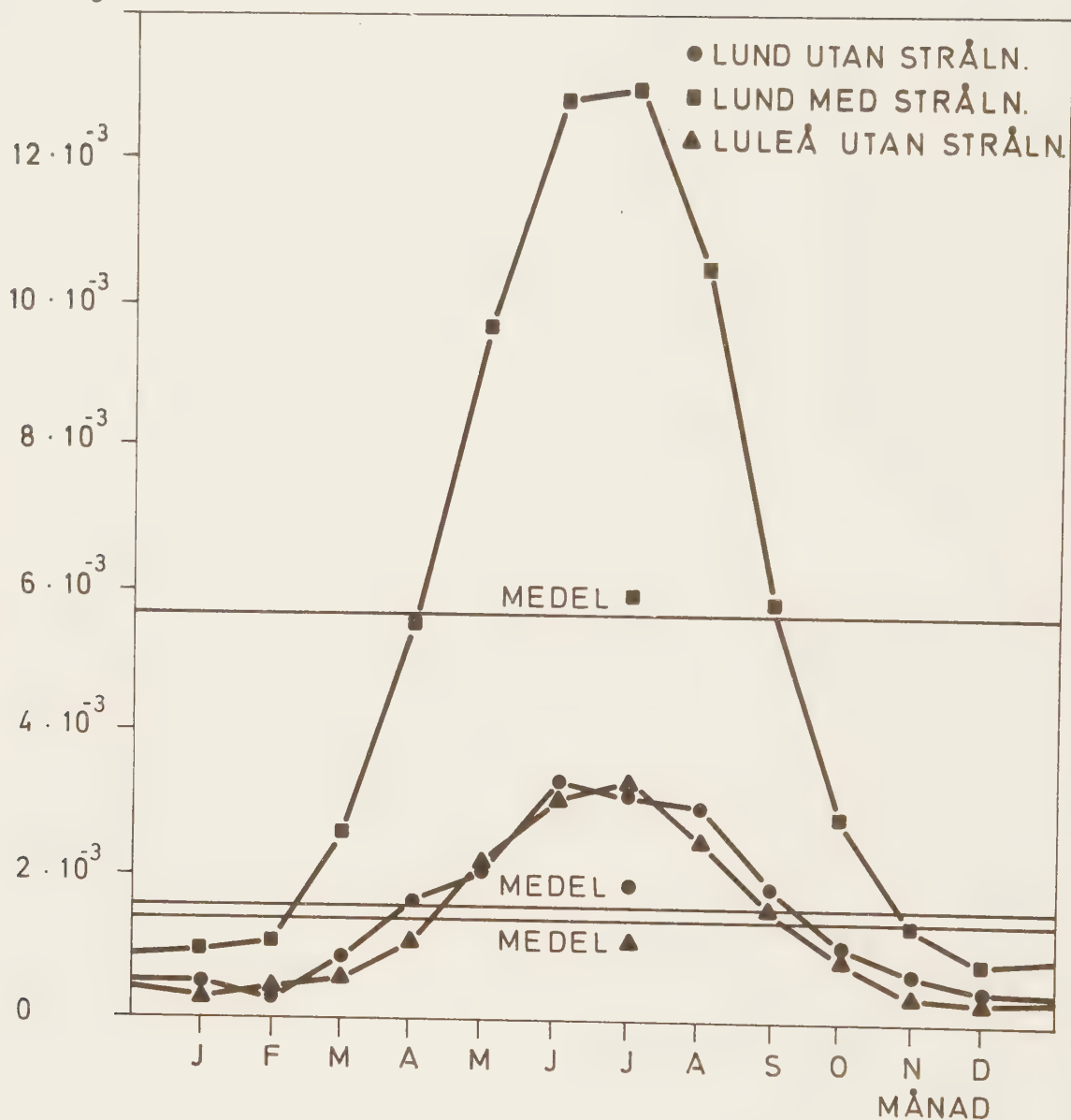


FIG 7.3. Tillåtet fukttillskott om ständig kondensation skall undvikas. Gäller för homogen, horisontell konstruktion med tätt skikt på utsidan. Månads- och årsmedelvärden för Lund och Luleå. För Lund har beräknats värden dels med och dels utan hänsyn till solstrålningens inverkan. Takytans absorbtans $\alpha = 0,9$.

7.2 HUR LÅNG TID TAR UTTORKNINGEN TILL JÄMVIKTSLÄGET?

Det har flera gånger påpekats att metoder av Glaser-typ är olämpliga för hygroskopiska material. Man bör hellre göra sina approximationer så att ekvationer av typ (3.23) blir tillämpliga. Eftersom dessa ekvationer är ekvivalenta med allmänna värmeledningsekvationen, finns lösningar gjorda för flera olika randvillkor och begynnelsevillkor, se t ex Carslaw & Jaeger (1959) eller Crank (1957). För att undersöka hur god en sådan approximation blir, gör vi en beräkning med hjälp av EKV (3.23). För att underlätta de fortsatta diskussionerna har denna beräkningsmetod döpts till Metod I. Konstruktionen är ett 20 cm gasbetongtak med uteklimat Lund och inneklimate 22°C och $FT = 0,002$.

Begynnelsefukthalt, $w_0 = 180 \text{ kg/m}^3$.

Slutfukthalt = jämviktsfukthalt vid $\phi = 50 \%$, $\bar{w}_e = 15 \text{ kg/m}^3$.

Beräkna tiden för uttorkning till $\bar{w} = 40 \text{ kg/m}^3$!

$$\bar{u} = \frac{40 - 15}{180 - 15} = 0,15 \quad \rightarrow \quad Fo = \frac{K'_3 t}{d^2} = 0,70 \quad (\text{se FIG 3.10})$$

Denna beräkningsmetod förutsätter isoterma förhållanden. Som temperatur väljes medelvärdet av θ_i och θ_{ef} $(22 + 13,2)/2 = 17,6^{\circ}\text{C}$. Mättnadsånghalten vid denna temperatur, $c_s = 15 \cdot 10^{-3} \text{ kg/m}^3$.

En uppskattning av värdet på K'_3 erhålles genom att skriva om det uttryck för fukttransport som använts

$$\begin{aligned} g &= - (K_2 \frac{\partial c}{\partial x} + K_3 \frac{\partial w}{\partial x}) = - (K_2 \cdot \frac{1}{e_c} \cdot \frac{\partial w}{\partial x} + K_3 \frac{\partial w}{\partial x}) = \\ &= - (K_2 \cdot \frac{c_s}{dw/d\phi} + K_3) \cdot \frac{\partial w}{\partial x} = - K'_3 \cdot \frac{\partial w}{\partial x} \end{aligned} \quad (7.2)$$

Sorptionskurvan approximeras till en rät linje med $dw/d\phi = 100 \text{ kg/m}^3$, vilket är kurvans lutning mellan $\phi = 0,5$ och $\phi = 1,0$. K_2 väljes till $40 \cdot 10^{-7} \text{ m}^2/\text{s}$ och K_3 är $0,002 \cdot 10^{-7} \text{ m}^2/\text{s}$.

$$K'_3 = 40 \cdot 10^{-7} \cdot \frac{15 \cdot 10^{-3}}{100} + 0,002 \cdot 10^{-7} = 6 \cdot 10^{-10} + 2 \cdot 10^{-10} = 8 \cdot 10^{-10}.$$

Värdet på $dw/d\phi = 100$, som endast gäller i den övre delen av det hygroskopiska området, har valts därför att det bäst beskriver förhållandena nära ytan. Fukthalten här har den största betydelsen för uttorknings-

hastigheten. Längre in i materialet, där fukthalten är högre, är värdet på $dw/d\phi$ även högre. Den första termen i K_3' (diffusionsandelen) blir då mindre, vilket emellertid kan kompenseras av att K_3 blir högre vid högre fukthalter.

Ur sambandet $Fo = K_3' t/d^2 = 0,70$ ovan erhålles

$$t = \frac{0,70 \cdot 0,20^2}{8 \cdot 10^{-10}} = 0,0035 \cdot 10^{10} \text{ s} \approx 13,5 \text{ månader}$$

Jämföres denna tid med beräkningar i kap 6.1 finner man som väntat att 13,5 månader är alltför snabb uttorkningstid. Enligt datorberäkningar är uttorkningstiden till $\bar{w} = 40$ ca 22 månader medan $\bar{w}$ vid 13,5 månader är så hög som ca 60 kg/m^3 . Orsaken till avvikelsen är huvudsakligen den att temperaturgradientens inverkan helt försumrats, men svårigheter att välja rätt värde på $dw/d\phi$ kan också ha viss betydelse. Temperaturgradienten inverkar dels på $\bar{w}_e$, som enligt datorberäkningarna blir ca 25 kg/m^3 i stället för förutsatta 15 kg/m^3 och dels på fuktflödets intensitet på så sätt att fuktflödet mot temperaturgradienten inåt blir mindre än flödet under isoterma förhållanden.

Med $\bar{w}_e' = 25$ erhålles

$$\bar{u} = \frac{40 - 25}{180 - 25} = 0,097 \quad \rightarrow \quad Fo = 0,83$$

$$t = \frac{0,83 \cdot 0,20^2}{8 \cdot 10^{-10}} \text{ s} = 0,00415 \cdot 10^{10} \text{ s} \approx 16 \text{ månader}$$

För att ytterligare öka tiden måste värdet på K_3 reduceras. Hur mycket kan bestämmas genom att bearbeta värden erhållna vid en datorberäkning.

Ur EKV (3.23) erhålles medelfukthaltens variation (Lund-Hansen, 1967b)

$$\ln(\bar{w} - \bar{w}_e) = \text{konst} - \alpha \cdot t \quad (7.3)$$

$$\text{där } \alpha = \frac{\pi^2}{4d^2} K_3'$$

I ett semilogaritmiskt diagram bör alltså samhörande värden på $(\bar{w} - \bar{w}_e)$ och t bilda en rät linje. FIG 7.4 visar värden för gasbetongtak med tre olika tjocklekar, 10, 20 och 30 cm. Uteklimat: Lund och inneklimat: 22°C . $FT = 0,002$. Slutvärdet $\bar{w}_e'$ är satt till 25 kg/m^3 . De ur FIG 7.4 erhållna

värdena på K_3' är: 4,4 , 5,2 och 4,6 $\cdot 10^{-10}$ för resp 10, 20 och 30 cm tak. Det ovan beräknade värdet 8 $\cdot 10^{-10}$ bör alltså reduceras till ca 60 % för att ge samma uttorkningstid som beräknats på dator. Avvikelserna från de rätta linjerna är förvånansvärt små, vilket visar att medelfukthalten i en konstruktion av ett hygroskopiskt material i ringa utsträckning påverkas av randvillkorens årstidsvariationer.

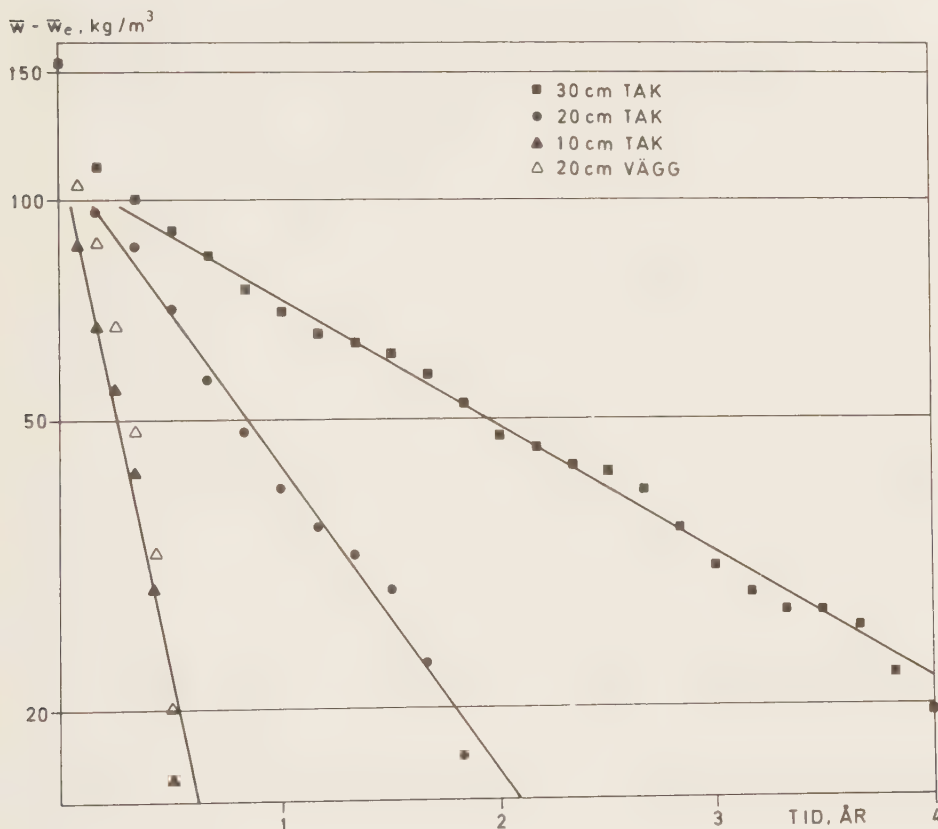


FIG 7.4. Uttorkning av vägg och tak av gasbetong med olika dimensioner.

I FIG 7.4 finns även värden från en 20 cm gasbetongvägg inlagda. Väggen är beräknad som en västfasad i Lund med ett inneklimat 22°C, FT = 0,002. Överensstämmelsen i uttorkningshastighet med 10 cm taket är god.

EKV (3.23) finns även löst (se FIG 7.5) med randvillkoret

$$K_3' \left(\frac{\partial w}{\partial x} \right)_y = \beta' \cdot (w_y - w_e) \quad (7.4)$$

där $\left(\frac{\partial w}{\partial x} \right)_y$ = fukthaltsgradient i ytan

w_y = fukthalt i ytan

w_e = fukthalt i jämviktsläget (dvs i jämvikt med luftens ånghalt, c_i)

β' = fuktövergångstal om drivande kraft är fukthalt.

Detta randvillkor innebär att materialet har ett diffusionsmotstånd vid ytan, z_i .

Som parameter ingår Biot-talet

$$Bi = \frac{\beta' \cdot d}{K_3} \quad (7.5)$$

Vi gör nu en beräkning på samma tak som behandlats ovan, men med ett diffusionsmotstånd z_i på undersidan.

Sambandet mellan β' och z_i erhålles ur

$$\beta' (w_y - w_e) = \frac{1}{z_i} (c_y - c_i) \quad (7.6)$$

där c_y = ånghalt i ytan
 c_i = ånghalt i luften.

Eftersom sorptionskurvan approximeras med en rät linje

$$\begin{aligned} w &= \frac{dw}{d\phi} \cdot \phi + \text{konst} = \frac{dw}{d\phi} \cdot \frac{c}{c_s} + \text{konst} = \frac{100}{15 \cdot 10^{-3}} \cdot c + \text{konst} = \\ &= \frac{c}{1,5 \cdot 10^{-4}} + \text{konst} \end{aligned} \quad (7.7)$$

är

$$\beta' = \frac{1}{z_i} \cdot \frac{c_y - c_i}{w_y - w_e} = \frac{1,5 \cdot 10^{-4}}{z_i} \quad (7.8)$$

Med hjälp av FIG 7.5 och det tidigare funna värdet på $K_3' \approx 5 \cdot 10^{-10}$ har uttorkningen beräknats för två olika ytbehandlings $z_i = 0,4 \cdot 10^{-4}$ resp $4 \cdot 10^{-4}$ s/m. Konstruktionen är ett 20 cm gasbetongtak i Lund med inneklimat 22°C och $FT = 0,002$; jfr FIG 6.14.

Biot-talet för de två fallen blir

$$Bi = \frac{1,5 \cdot 10^{-4} \cdot 0,20}{0,4 \cdot 10^{-4} \cdot 5 \cdot 10^{-10}} = 15 \text{ resp } 1,5.$$

$$\bar{w}_o = 180 \text{ och } \bar{w}_e' = 25 \text{ kg/m}^3.$$

MEDELFUKTPOTENTIAL

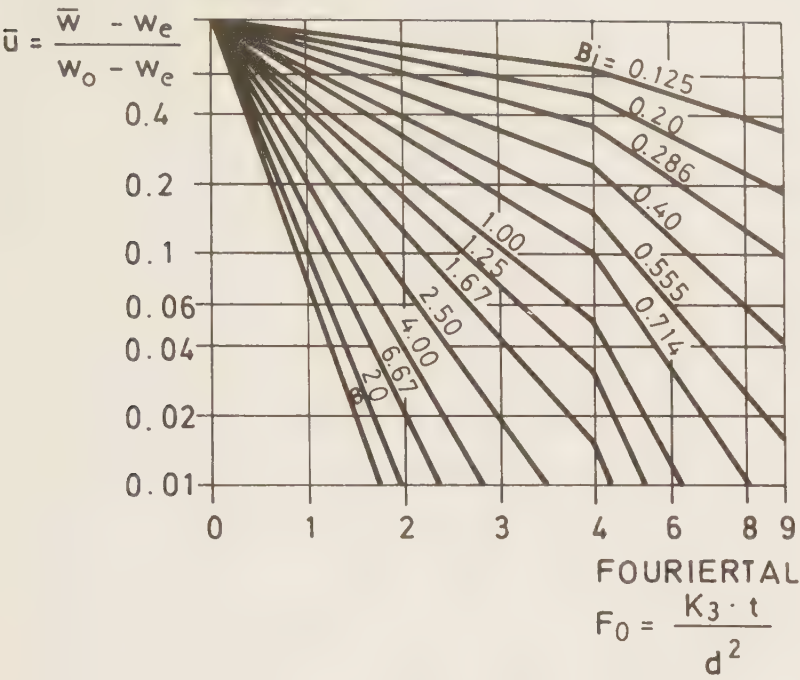


FIG 7.5. Uttorkning i platta med oändlig utsträckning vid olika F_0 och Bi . Jämnt fördelad begynnelsefukthalt w_o .

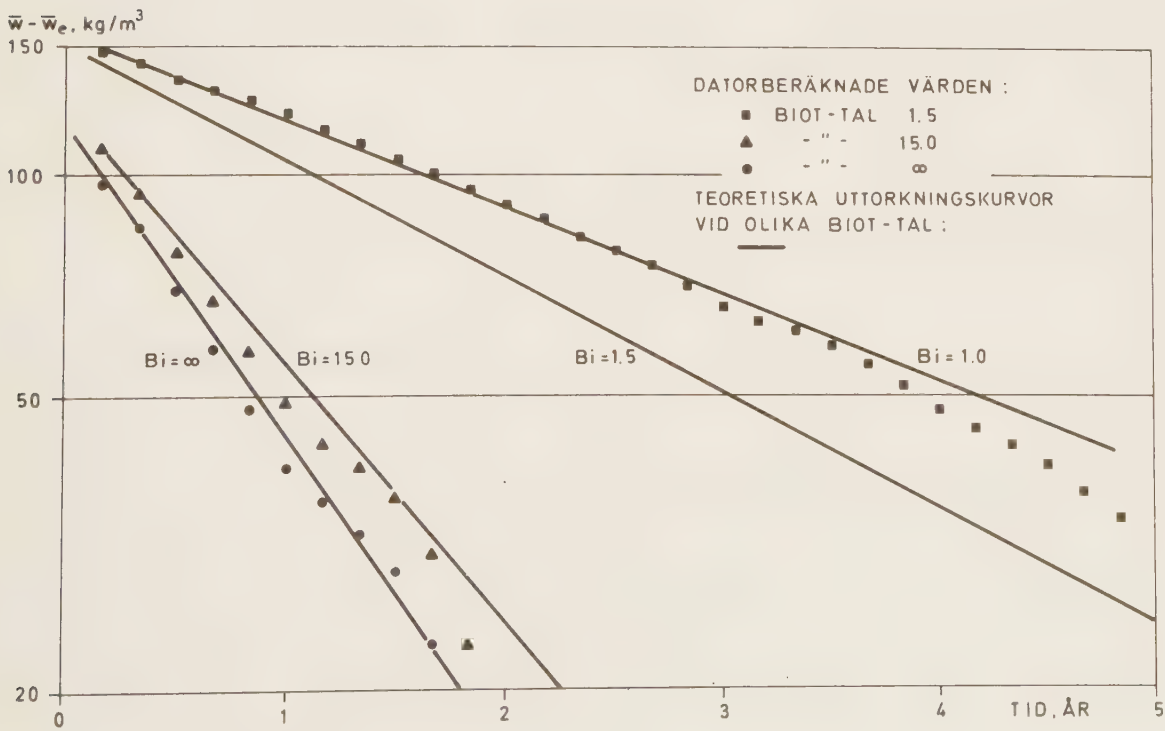


FIG 7.6. Uttorkning av 20 cm gasbetongtak vid olika invändig ytbehandling.

FIG 7.6 visar resultatet (linjer) jämfört med datorberäkningar (punkter). Taket med den tätare ytbehandlingen följer närmast en kurva som motsvarar ett Biot-tal på 1,0 i stället för det beräknade 1,5. Orsaken är förmodligen att värdet på $dw/d\phi$ är större än det antagna 100 kg/m^3 vid höga fukthalter. Misstanken bekräftas också av att uttorkningen går allt snabbare ju lägre fukthalten sjunker. Den datorberäknade uttorkningskurvan är i sitt senare skede i stort sett parallell med en linje som svarar mot $Bi = 1,5$.

För att försöka ta hänsyn till temperaturgradientens inverkan göres en beräkning av ett 20 cm gasbetongtak under följande förutsättningar: effektiv utetemperatur $13,2^\circ\text{C}$, innetemperatur 22°C och ånghalt på insidan $0,007 + 0,002 = 0,009 \text{ kg/m}^3$ (jfr Approximation VII, kap 6.1.2). Vid beräkningens början antas taket ha torkat ut till ett värde vid den kritiska fukthalten, ca 150 kg/m^3 . Den första uttorkningsfasen ner till värden omkring den kritiska fukthalten går förhållandevis snabbt och kan försummas i beräkningarna. Mättnadsånghalten approximeras till en rät linje mellan värdena i yttre- och innerytan. Uttorkningen antas försiggå så att en fuktfront vandrar från innerytan genom materialet, se FIG 7.7. Från fuktfronten sjunker ånghalten linjärt till inneluftens ånghalt c_i . Under tiden dt antas fuktfronten förflytta sig sträckan dx . Den under tiden dt uttorkade fuktmängden kan uttryckas på två sätt

$$dt \cdot \delta \cdot \frac{c_s(x) - c_i}{x} = dx \left((w_k - w_{100}) + \frac{1}{2}(w_{100} - w_e) \right) \quad (7.9)$$

Med $\delta = 40 \cdot 10^{-7}$, $c_s(x) = (18,3 - 33x) \cdot 10^{-3}$, $w_k = 150$,
 $w_{100} = 65$ och $w_e = 15$ erhålles

$$t = 2,75 \cdot 10^{10} \int_0^x \frac{x \, dx}{9,3 - 33x} + C \quad (7.10)$$

$$t = 2,75 \cdot 10^{10} \left(-\frac{1}{33^2} (-33x - 9,3 \ln(9,3 - 33x)) + C_1 \right)$$

Begynnelsevillkor $t = 0$; $x = 0$ ger värdet på C_1

$$t = 25,25 \cdot 10^6 (-33x - 9,3 \ln(9,3 - 33x) + 20,74)$$

$x = 0,05, 0,10, 0,15$ och $0,20 \text{ m}$, vilket svarar mot

$\bar{w} = 122,5, 95, 67,5$ och 40 kg/m^3 uppnås efter

$t = 2, 8, 21$ och 48 månader.

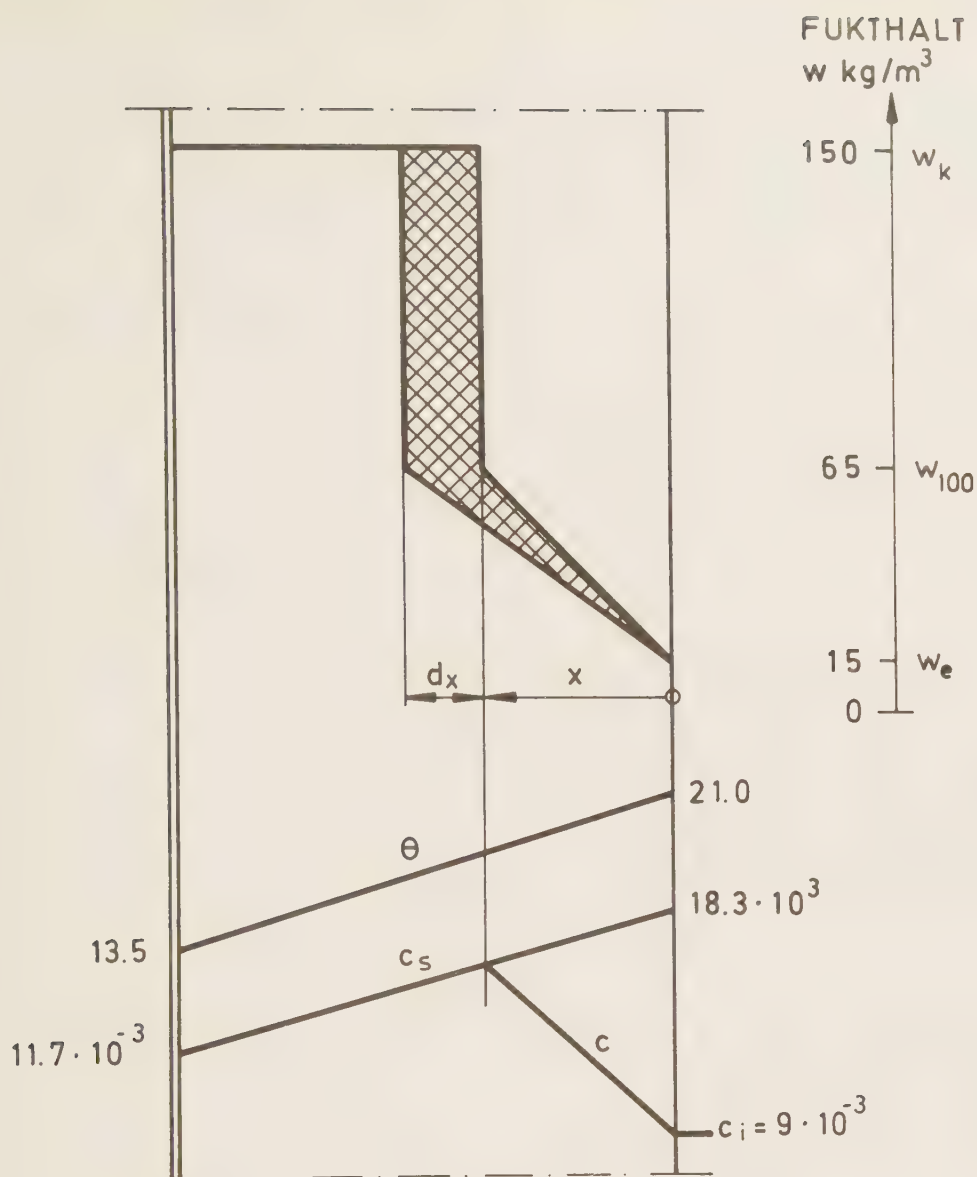


FIG 7.7. Fukthalt, temperatur och ånghalt i 20 cm gasbetongtak vid beräkning av uttorkningsförloppet enligt Metod II.

Ovan skisserade beräkningsmetod har döpts till Metod II.

Slutligen visas en metod där uttorkningsförloppet beräknas stegvis månad för månad (Metod III). Konstruktionen är fortfarande 20 cm gasbetongtak. Uteklimat är månadsmedelvärden av ånghalt och effektiv utetemperatur (jfr Approximation V, kap 6.1.2) och inneklimat är 22°C , $FT = 0,002$. Begynnelseläge antas vara det i FIG 7.8 visade. För denna beräkning (IIIa) förutsättes att allteftersom fukten torkar ut flyttas fuktfronten från läge 4 till 3, 2 resp 1. Siffrorna i övre delen av FIG 7.8 anger hur mycket fukt (kg/m^2) som skall torka ut innan fuktfronten byter läge. För varje månad beräknas temperaturen vid fuktfronten θ_f , ånghaltens mättnadsvärde c_{sf} , ånghalten inomhus c_i och ånghaltsskurvans lutning. Därmed

kan uttorkad fuktmängd beräknas månad för månad, se TAB 7.1. Hela fukttransporten från fuktfronten till innerytan antas ske genom diffusion med $\delta = 40 \cdot 10^{-7}$. Resultatet ges i FIG 7.9.

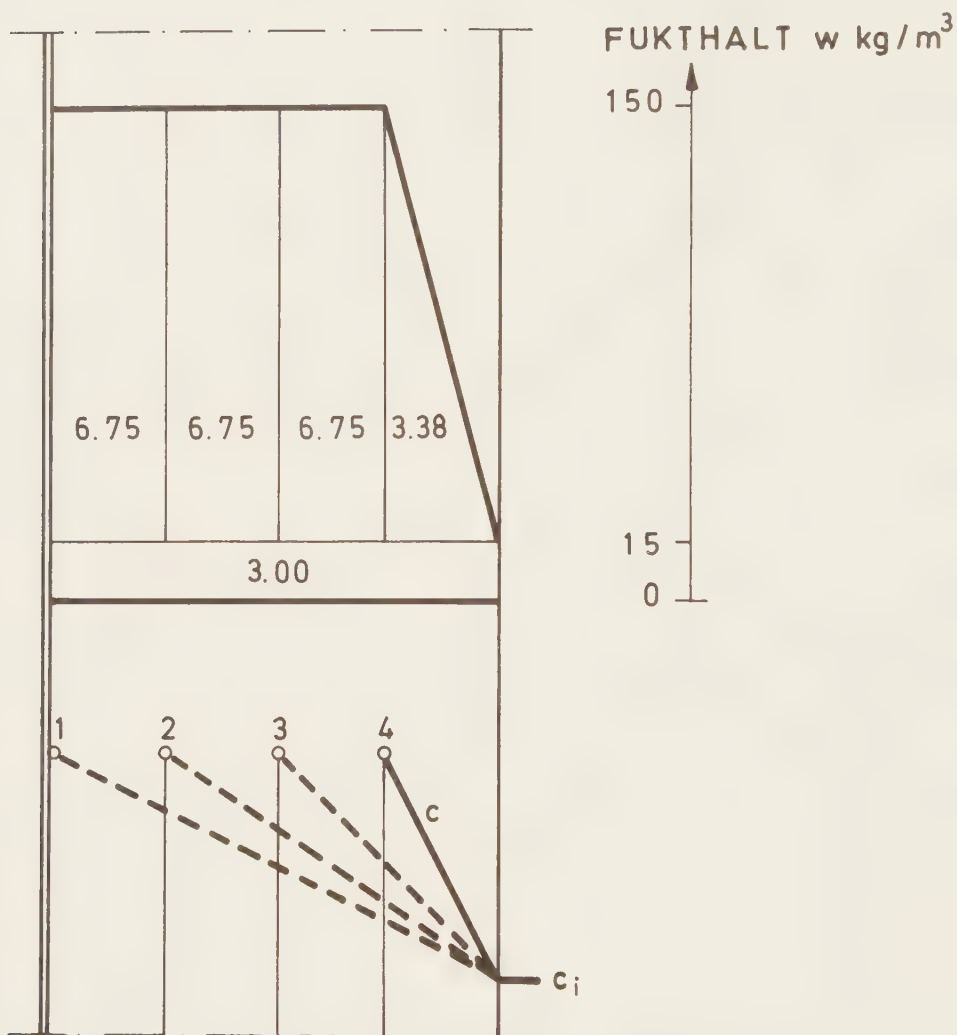


FIG 7.8. Fukthalt och ånghalt vid beräkning enligt Metod IIIa.

I FIG 7.9 ges en jämförelse mellan datorberäknade (Approximation I och VII) och handräknade (Metod I, II och IIIa) värden. Metod I ger som tidigare nämnts alltför snabb uttorkning om ej $\bar{w}_e$ och K'_3 korrigeras. Metod II ger en något för långsam uttorkning medan Metod IIIa ger god överensstämmelse.

Beräkningar enligt Metod III har även gjorts för sandwichkonstruktionen beskriven i kap 6.3.2. Temperaturberäkningen har förenklats så att den yttre skivan antas ha effektiva utetemperaturen θ_{ef} och den inre skivan innetemperaturen $\theta_i = 22^\circ\text{C}$. Mineralullsisoleringen betraktas som ett skikt utan fuktkapacitet men med diffusionsmotstånd. Fukten i varje betongskiva antas koncentrerad mitt i resp skiva och uttorkningen sker

från skivans mitt, jfr FIG 7.10 (Metod IIIb). Fukttransporten antas ske uteslutande genom diffusion. Fukthaltförändringen i de båda skivorna beräknas månad för månad enligt TAB 7.2.

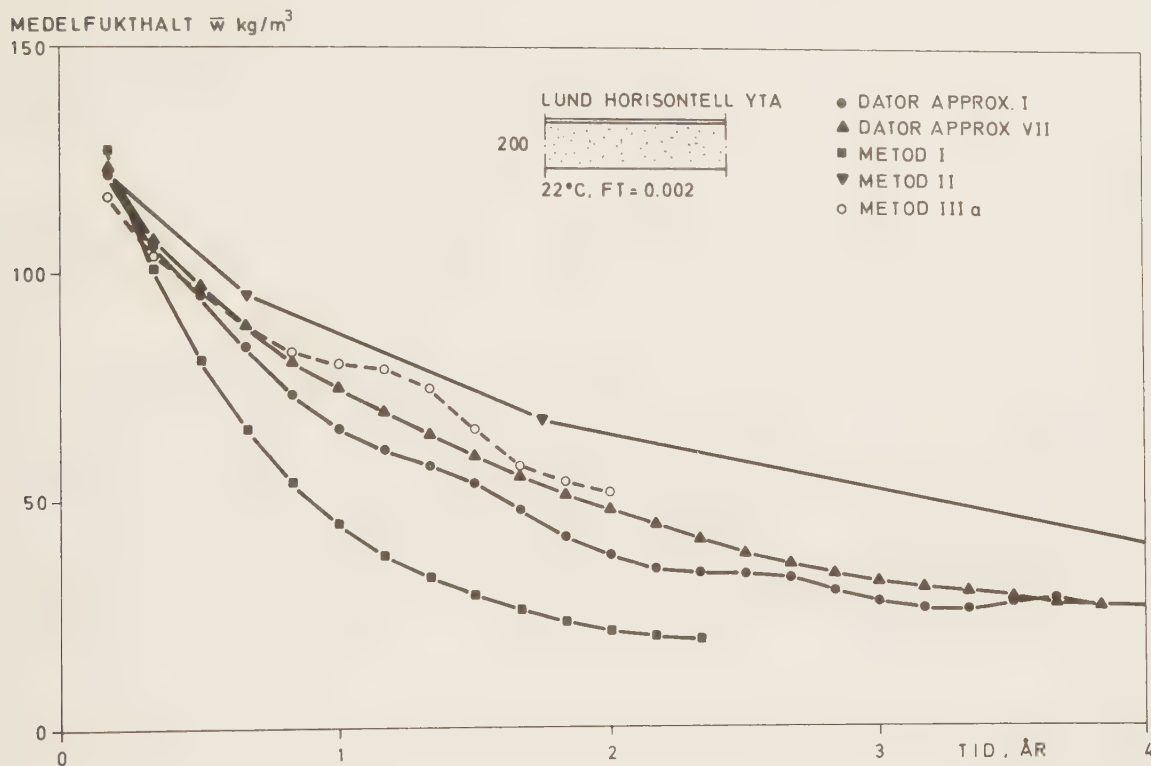


FIG 7.9. Uttorkning av 20 cm gasbetongtak, handräknade och datorberäknade värden.

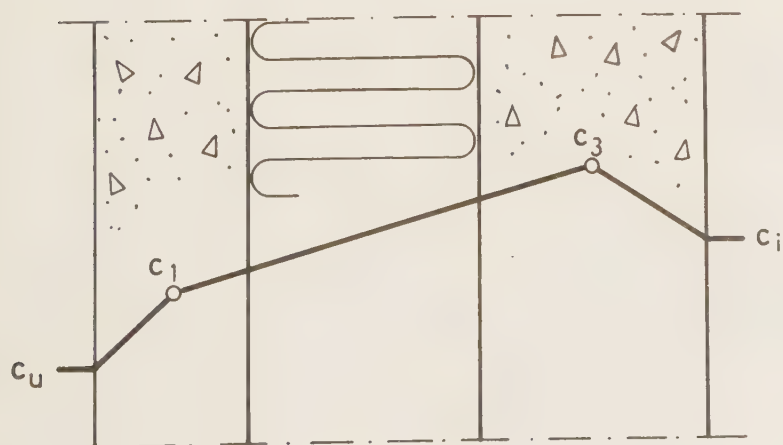


FIG 7.10. Ånghaltskurva i sandwichelementet vid beräkning enligt Metod IIIb.

TAB 7.1. Beräkning enligt Metod IIIa.

Månad	c_u	c_i	θ_{ef}	θ_f	c_{sf}	ånghalts- kurvans lutning	uttorkad fuktmängd kg/m ²	fukt- mängd kg/m ²	fukt- fron- ten i
Dec								26,6	
Jan	4,0	6,0	0,3	16,5	$14,0 \cdot 10^{-3}$	$8 \cdot 10^{-3}/0,05$	1,6	25,0	4
Feb	3,9	5,9	0,6	16,6	$14,1 \cdot 10^{-3}$	$8,2 \cdot 10^{-3}/0,05$	1,6	23,4	4
Mars	4,4	6,4	5,6	18,1	$15,4 \cdot 10^{-3}$	$9,0 \cdot 10^{-3}/0,05$	1,8	21,6	4
April	5,5	7,5	12,5	16,9	$14,4 \cdot 10^{-3}$	$6,9 \cdot 10^{-3}/0,10$	0,7		3
etc									

ΔW är den under resp månad transporterade fuktmängden i kg/m². Fukthalterna i yttre och inre skivan w_1 och w_3 är angivna i kg/m³. Uteklimat är Lund, västfasad och inneklimat 22°C, FT = 0,002. Fukthalten antas aldrig stiga högre än den kritiska, $w_k = 200$ kg/m³. FIG 7.11 visar resultatet av beräkningen (i figuren kallad IIIb).

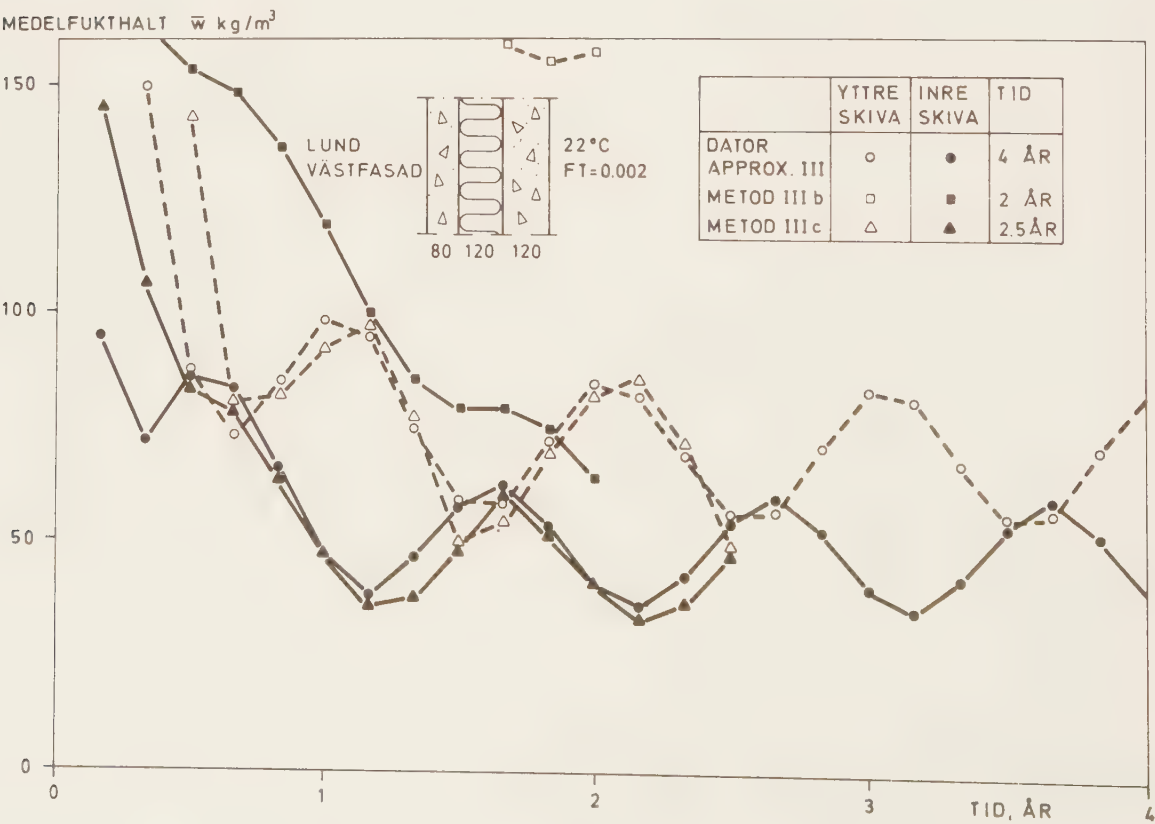


FIG 7.11. Uttorkning av sandwichelement, betong/mineralull/betong.

FIG 7.11 visar att ovan beskrivna beräkning (IIIb) ger en alltför långsam uttorkning. För att göra beräkningen mer realistisk gjordes den ändringen att fukten i resp skiva antas fördelad över en fuktig zon i materialet i stället för i en punkt.

Jämförande beräkningar visar att den våta zonen i detta fall bör vara ca 80 % av totala tjockleken, dvs $\alpha = 0,20$, se FIG 7.12.

Vid en beräkning med ovanstående modifiering (IIIc) blir överensstämmelsen med datorberäknade värden bättre, FIG 7.11.

TAB 7.2. Beräkning enligt Metod IIIb.

ΔW är den under resp månad transporterade fuktmängden i kg/m^2 .
 $u \rightarrow 1$ = transport från uteluft till yttre skiva, $1 \rightarrow 3$ och $3 \rightarrow 1$ = fuktutbyte mellan skivorna och $i \rightarrow 3$ = transport från inneluft till inre skiva. Observera att $\Delta W_{1 \rightarrow 3} = -\Delta W_{3 \rightarrow 1}$.

Månad	θ_{ef}	$c_1 \cdot 10^3$	$c_3 \cdot 10^3$	$c_u \cdot 10^3$	$c_i \cdot 10^3$	$\Delta W_{u \rightarrow 1}$	$\Delta W_{1 \rightarrow 3}$ $\Delta W_{3 \rightarrow 1}$	$\Delta W_{i \rightarrow 3}$	w_1	w_3
Dec									200	200
Jan	0,4	5,0	19,4	4,0	6,0	-0,05	$\pm 0,29$	-0,67	200	190
Feb	0,6	5,0	19,4	3,9	5,9	-0,06	$\pm 0,29$	-0,68	200	180
etc										

För konstruktioner av icke-hygroskopiska material är frågan om byggfuk- tens uttorkning sällan aktuell, eftersom dessa material normalt saknar byggfukt. Skulle emellertid fukt komma in i konstruktionen, t ex genom nederbörd eller läckage, bör en beräkning enligt Metod III vara acceptabel och ge minst lika god överensstämmelse som när den används för hygroskopiska material.

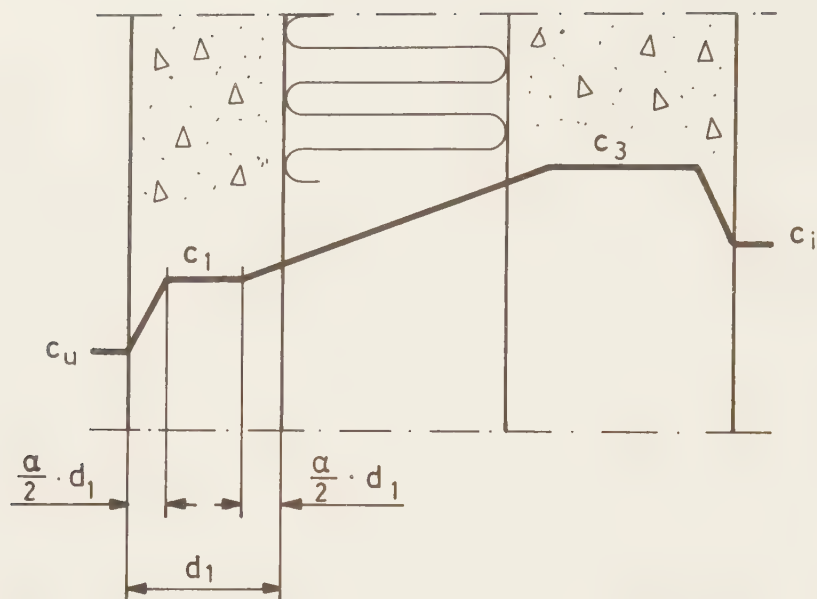


FIG 7.12. Ånghaltsskurva i sandwichelement vid beräkning enligt Metod IIIc.

7.3 HUR STORA ÄR SVÄNGNINGARNA OMKRING JÄMVIKTSLÄGET?

För konstruktioner av homogena, hygroskopiska material, typ gasbetongtak, är de årstidsberoende svängningarna omkring jämviktsläget ofta mycket små. FIG 7.13 visar fukthaltsfördelningen var tredje månad under ett år i fortvarighetstillstånd. Konstruktionen är ett 20 cm gasbetongtak i Lund med innetemperatur 22°C . För konstruktioner utan kondensation i medeltal (tak I) håller sig fukthalterna hela året inom det hygroskopiska området, medan för konstruktionen med i medeltal ständig kondensation fukthalten lokalt kan stiga, vilket dock föga påverkar medelvärdet ($\bar{w}$). Vos (1971) har gjort beräkningar som visar att fuktfrontens förskjutning under ett år är i storleksordningen 1 cm (jfr FIG 7.2, typ IV).

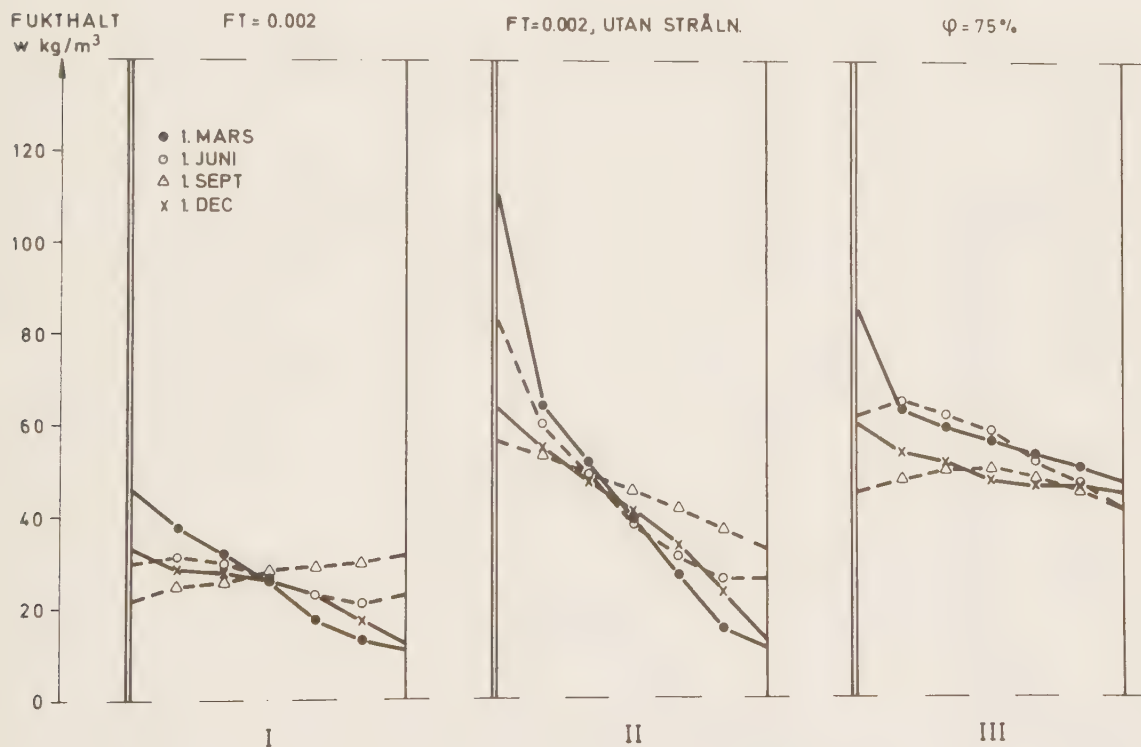


FIG 7.13. Fukthaltsfördelning i 20 cm gasbetongtak var tredje månad under ett år i jämvikt.

För att få en enkel uppskattning av hur mycket fukthalten ökar under vintern gör vi förenklingar så långt att EKV (3.20) blir tillämplig

$$\frac{\partial c}{\partial t} = \frac{K_2}{e_c} \cdot \frac{\partial^2 c}{\partial x^2} \quad (3.20)$$

Beräkningen blir alltså en variant av Metod I. Diffusiviteten

$K_2/e_c = (K_2 \cdot c_s)/(dw/d\phi)$ antas konstant och därmed blir EKV (3.20)

helt analog med allmänna värmeledningsekvationen i en dimension.

Beräkningen görs för en tremånaders period 15.12-15.3 för ett gasbetongtak i Lund med inomhusklimatet 22°C , $\phi_i = 50\%$. Fukthaltsfördelningen vid beräkningens början (w_0) är beräknad på dator. Mättnadsånghalten antas variera linjärt genom materialet och är beräknad som ett medelvärde för den aktuella tremånadersperioden, se FIG 7.14. Ånghaltsskurvan vid starten c_0 beräknas med hjälp av sambandet (sorptionskurvan för $0,5 \leq \phi \leq 1,0$):

$$w = -35 + 100 \phi \quad (7.11)$$

Ånghaltsskurvan blir i början nära nog linjär och dess fortsatta utveckling som funktion av $(K_2 \cdot t)/e_c \cdot d^2$ framgår av FIG 7.15 (ur Carslaw & Jaeger, 1959).

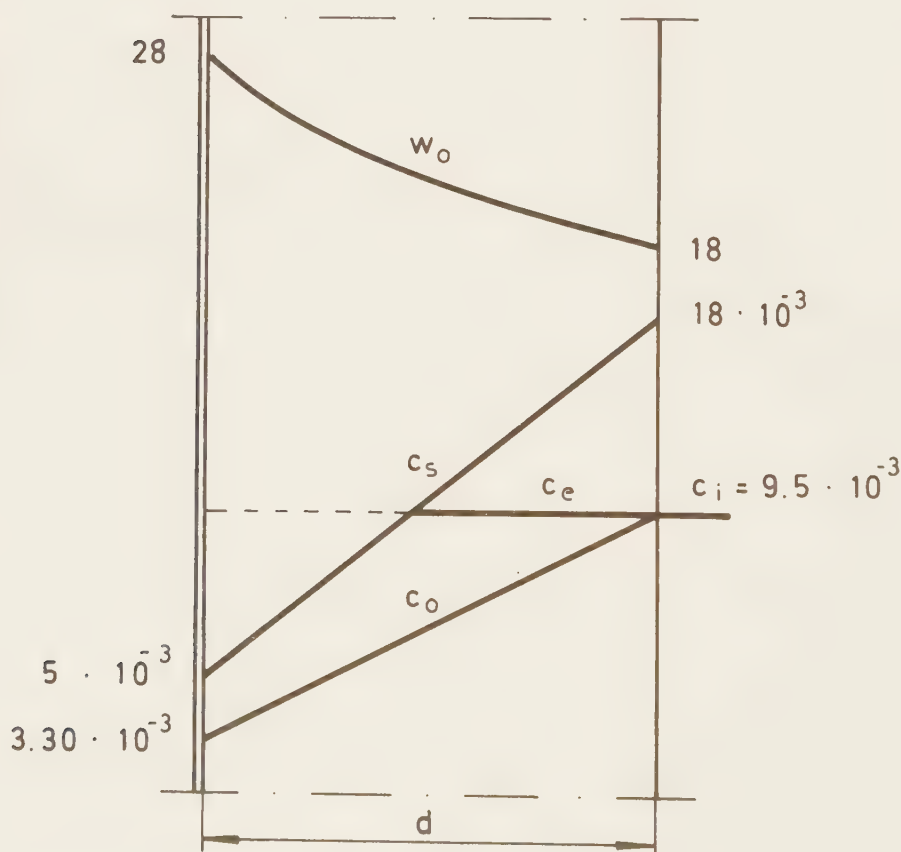


FIG 7.14. Begynnelsevärde på fukthalten och ånghalten (w_0 resp c_0), slutläge för ånghalten (c_e) samt medelläge under vintern för mättnadsånghalten (c_s) i 20 cm gasbetongtak.

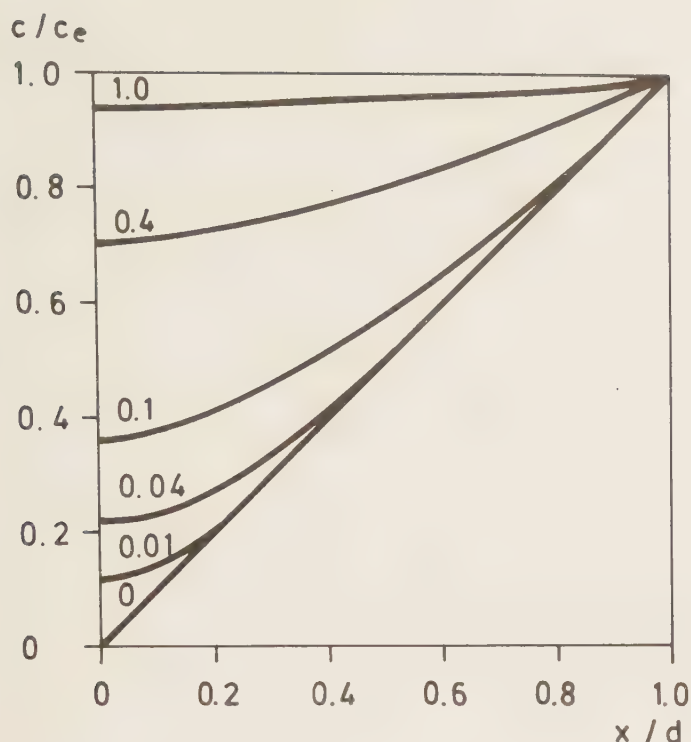


FIG 7.15. Ånghaltsfördelning i skiva med tjockleken d och oändlig utsträckning. Vid ytan $x = 0$ är fuktflödet $= 0$. Siffrorna vid kurvorna anger värdet på $(K_2 \cdot t)/(e_c \cdot d^2)$, jfr kap 2.

Med $K_2 = 30 \cdot 10^{-7} \text{ m}^2/\text{s}$, $t = 3 \text{ månader}$, $e_c = 100/11 \cdot 10^{-3}$ och $d = 0,20 \text{ m}$ blir

$$\frac{K_2 \cdot t}{e_c \cdot d^2} = 0,06 \quad (7.12)$$

Fukthaltfördelningen kan sedan beräknas med hjälp av FIG 7.15. Resultatet, jämfört med datorberäknade värden, finns i FIG 7.16.

Överensstämmelsen i medelfukthalt mellan datorberäknade och handräknade värden får anses vara god med tanke på de gjorda förenklingarna. Skillnaden i kurvornas form beror förmodligen på att i datorberäkningen antas en viss transport äga rum i vätskefas med fukthalten som potential. Denna transport strävar alltså att utjämna fukthaltsskillnaderna. I varje fall visar också denna förenklade beräkning att uppfuktningen under vintern är ringa. Medelfukthalten ökar under tre månader från 23 till ca 30 kg/m^3 både vid handräkning och datorberäkning.

Det bör även påpekas att värdet på K_2 valts något lägre än det som användes i kap 7.2, eftersom i detta fall med uppfuktning under vinterns

ångtransporten är motriktad vätsketransporten.

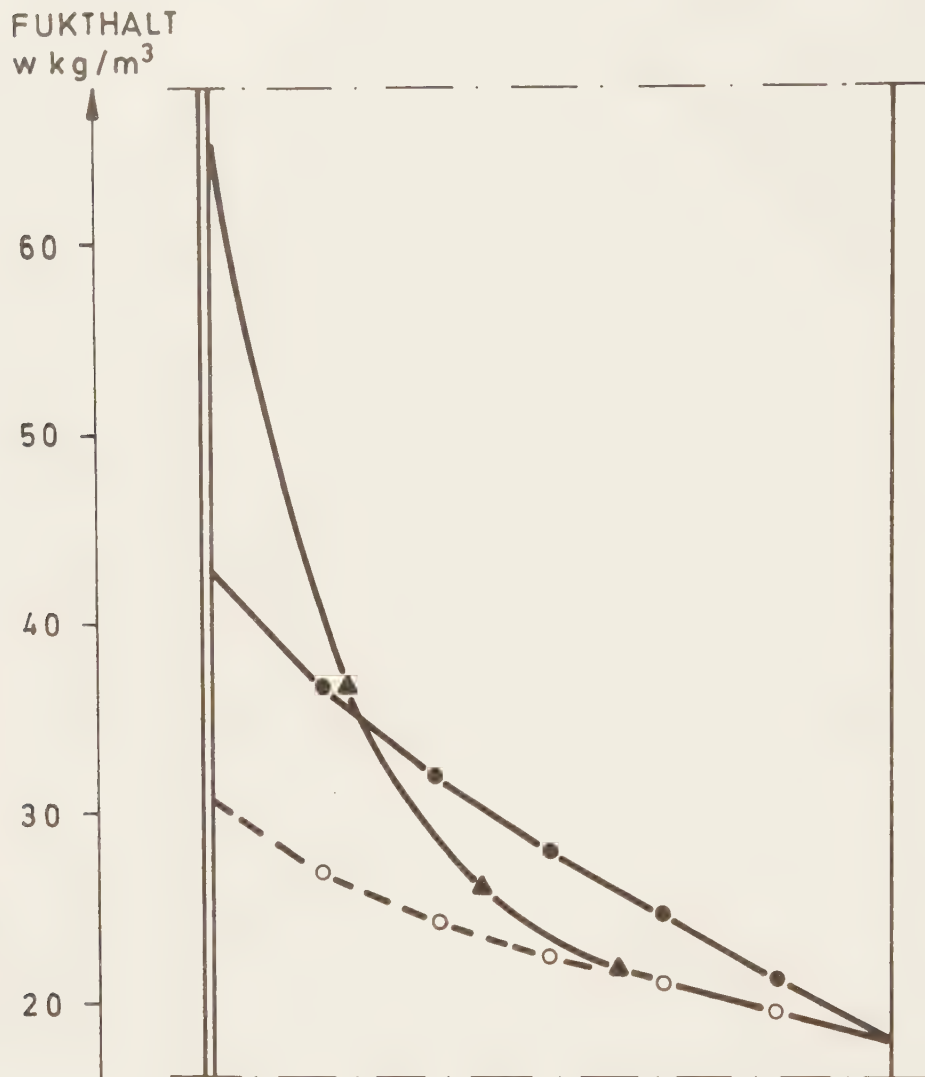


FIG 7.16. Fukthaltsfördelningen i 20 cm gasbetongtak

- Datorberäknad 15 dec
- Datorberäknad 15 mars
- ▲ Handräknad 15 mars

Den förenklade beräkningen av en sandwichkonstruktion (enligt Metod IIIc, kap 7.2) genomfördes så långt fram att den även innefattar jämviktsläget och överensstämmelsen med datorberäknade värden är god även här (se det sista året av beräkningen enligt IIIc i FIG 7.11).

För att ytterligare illustrera Metod III har en beräkning gjorts på en takkonstruktion med 25 cm lös lättklinker och 12 cm betong, belägen i Lund, jfr kap 6.4. Inneklimat är 22°C , $FT = 0,002$ och värdena gäller en

tolvmånadersperiod (1.4 - 30.3) drygt 4 år efter takets färdigställande.

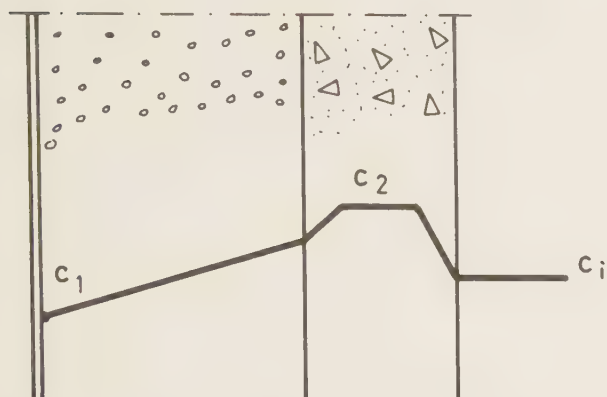


FIG 7.17. Antagen ånghaltsfördelning i tak.

För betongen antas fukten vara fördelad i en fuktig zon mitt i plattan. Utsträckningen av denna zon har valts samma som vid tidigare beräkningar, dvs 80 % av totala tjockleken. Hela betongplattan antas ha innetemperatur 22°C . All fukttransport sker genom diffusion och all den fukt som transporteras in i isoleringen tänkes koncentrerad till ett skikt omedelbart under tätskiktet. Temperaturen här är vald enligt uppgifter i kap 6.1.2 (θ_{ef} i Approximation V). Se FIG 7.17 och TAB 7.3.

Begynnelsevärden har hämtats från en datorberäkning. FIG 7.18 visar att överensstämmelsen mellan handräknade och datorberäknade värden är ganska god. Beräkningen uppvisar vissa skiljaktigheter i fördelningen av fukten mellan isolering och betong. Detta beror på att man vid handräkningen använder medelvärden av ekvivalenta utetemperaturen och därmed går miste om alla temperaturtoppar. Effekten av detta blir speciellt markerad i konstruktioner av denna typ, där fukten i isoleringen är mycket lättrör- lig och fuktutbytet mellan betong och isolering blir starkt temperaturberoende. Däremot är skillnaderna mycket ringa när det gäller takets totala fuktbalans, vilket visar att handräkningen av fuktutbytet mellan betong och inneluft har lyckats väl.

Taket har ännu inte nått jämviktsläget, vilket båda beräkningsmetoderna visar. Årsbalansen är mycket svagt positiv och uttorkningen går långsamt. Positiv balans innebär att uttorkningen är större än uppfuktningen under en viss period.

Metod III kan förenklas så att beräkningen göres i sex-månadersperioder i stället för månad för månad. Randvillkor vid en sådan beräkning (Metod IV) är medelvärden av temperatur och ånghalt för vinter- resp sommarhalvåret, jfr kap 6.1.2, Approximation VI. Resultatet av Metod IV tillämpad på det nyss behandlade taket finns i FIG 7.18. Beräkningen ger efter ett år endast smärre avvikelser men om beräkningstiden utsträcks till flera år kommer felen hela tiden att ökas. Metoden är alltså inte alltid konvergent och måste användas med stor försiktighet.

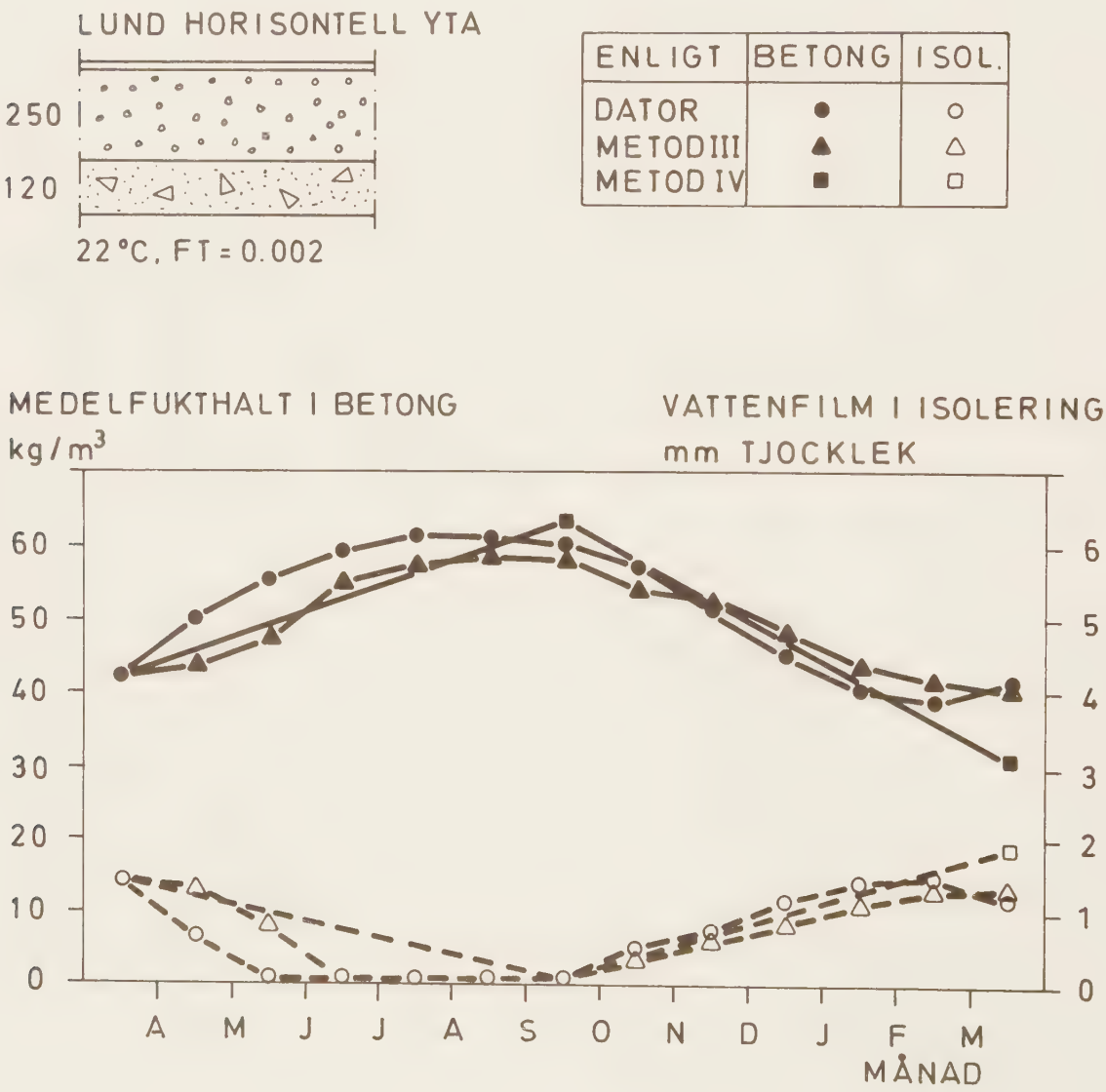


FIG 7.18. Fuktinnehåll i lättklinkerisolerat betongtak.

TAB 7.3. Beräkning av fuktbalans i tak (Metod III).
Beteckningar, jfr TAB 7.2.

Månad	θ_{ef}	$c_1 \cdot 10^3$	$c_2 \cdot 10^3$	$c_i \cdot 10^3$	ΔW 1→2 2→1	ΔW 2→i	w_1	w_2
Mars							14,5	42
April	12,5	11,0	8,1	7,5	-0,16	-0,04	12,9	43
Maj	19,5	16,8	8,3	9,1	-0,48	+0,05	8,1	47
				etc				

De olika beräkningsmetoderna kan sammanfattas enligt nedan:

- Metod I: Sambanden för fukttransport förenklas så långt att de blir analoga med allmänna värmeledningsekvationen. Lösningar till denna finns för flera olika fall. Som randvillkor kan användas medelvärden över långa perioder. Det kan vara svårt att ta hänsyn till ev temperaturgradient. Metoden är alltså analytisk och lämplig för homogena, hygroskopiska material.
- Metod II: Används för beräkning av uttorkning. Uttorkningen sker från en fuktfront som successivt flyttar sig in i materialet. Vid fuktfronten är $c = c_s$. Randvillkoren är konstanta under varje beräkningssteg, men flera steg kan göras efter varandra med skiftande randvillkor. Lämplig metod för homogena, hygroskopiska material. Metoden är om flera steg utnyttjas en kombination av analytisk och numerisk lösning.
- Metod III: Beräkningen sker stegvis för månadslånga perioder. Under varje period räknas med stationära förhållanden och konstanta randvillkor. Lämplig för de flesta flerskiktade konstruktioner. (Detta är i princip samma metod som används vid datorberäkningarna, fast då med mycket kortare tidsperiod.)
- Metod IV: Samma som Metod III förutom att beräkningsperiodens längd är 6 månader. Olämplig för beräkning under längre tidsperioder (flera år) men kan ge vissa upplysningar om årsbalansen, se nedan.

Vid övergång från korta (ca 1 h vid datorberäkning) till långa (t ex 1 månad vid Metod III) beräkningsperioder uppstår två olika problem. Det ena är att hygroskopiska material sällan befinner sig i jämvikt med randvillkoren och att fukthalter och ånghalter hela tiden varierar i materialet. Principen för en differensräkning av det här slaget måste vara att ånghalter, fukthalter o dyl hålles konstanta under beräkningsintervallets hela längd. Vid mycket korta tidsintervall (storleksordning: timmar) är detta en tillåten approximation men vid långa beräkningsperioder hinner förhållandena i materialet ändra sig så mycket att resultaten kan bli felaktiga. Det andra problemet är att temperaturinverkan inte är linjär eftersom sambandet $c_s = f(\theta)$ ej är linjärt. Vid användning av temperaturmedelvärden över längre perioder erhålles därför vissa avvikelser. Så är t ex medelvärdet av temperaturerna -10° , 0° , 10° , 20° , 30° och 40° lika med 15° och tillhörande värde på $c_s = 12,8 \cdot 10^{-3}$. Medelvärdet av c_s vid ovanstående temperaturer är emellertid $19,2 \cdot 10^{-3}$. Detta problem kan i vissa fall lösas genom en beräkningsmetod där kondensations- eller uttorkningsintensitet integreras över beräkningsperioden, se kap 3.1.

De olika beräkningsmetoder som behandlats ovan utgör endast exempel på hur handräkningar kan genomföras. Beräkningarna kan naturligtvis göras mer komplicerade; flera metoder kan kombineras, varierande materialdata kan användas etc, men man kan också tänka sig ytterligare förenklade metoder. Vid val av metod bör man ta hänsyn till följande punkter:

1. Arbetsinsats för beräkningen.
2. Önskvärd noggrannhet i resultatet.
3. Möjlig noggrannhet med hänsyn till brister i kunskap om materialdata och randvillkor.

För att anknyta till de tyska bestämmelser som gäller för fuktdimensionering, se kap 3, och för att genomföra en mer systematisk diskussion om den årliga fuktbalansen studeras en konstruktion enligt FIG 7.19, med ett material utvändigt försett med ett ångtätt skikt. Materialet, som är icke-hygroskopiskt och ej kapillärsugande, har diffusionsmotståndet z .

Denna konstruktion har valts därför att den vid en beräkning av fuktbalansen bör vara ganska ogynnsam. Dels därför att det täta ytskiktet inte tillåter någon fukttransport till uteluften utan håller kvar allt som

kondenserar under detta skikt och dels därför att kondenssnittet ligger så långt ut att temperaturen där blir låg. Detta medför hög kondensationsintensitet och låg uttorkning. Endast vid vissa tillfällen med solstrålning, när ekvivalenta utetemperaturen är högre än inomhustemperaturen, är det en fördel ur uttorkningssynpunkt att kondenssnittet befinner sig nära ytterytan.

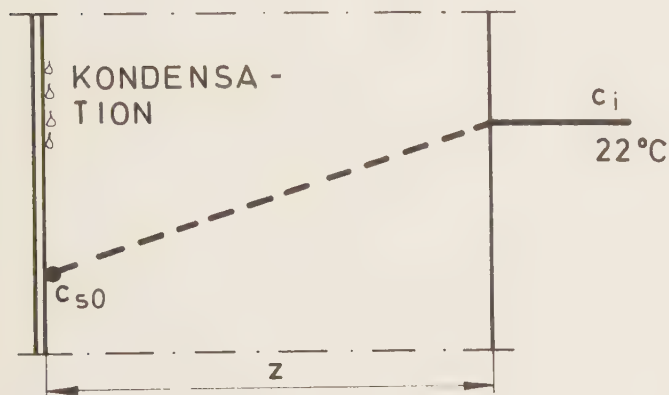


FIG 7.19. Konstruktion med tätt skikt på utsidan.

Vidare tänkes året delat i ett sommarhalvår och ett vinterhalvår, med konstanta randvillkor under resp halvår. Temperaturen i kondenssnittet antas vara lika med utetemperaturen θ_u . Så länge kondensat finns i konstruktionen är ånghalten under tätskiktet lika med mättnadsvärdet $c_{s0} = c_s(\theta_u)$.

Den kondenserade mängden under vintern är:

$$W_v = \frac{1}{z} \int_v (c_i - c_{s0}) dt \quad \text{kg/m}^2 \quad (7.13)$$

Den uttorkade mängden under sommaren är:

$$W_s = \frac{1}{z} \int_s (c_{s0} - c_i) dt \quad \text{kg/m}^2$$

För att hela mängden W_s skall uppnås måste minst så mycket fukt finnas i konstruktionen vid sommarens början.

Vi ersätter sedan medelvärde av c_{s0} med det c_s som gäller vid medelutetemperaturen inkl strålning, θ_{ef} , jfr kap 6.1.2.

$$\int_v c_{so} dt = c_s (\int_v \theta_u dt) = c_s (\theta_{efv})$$

(7.15)

$$\int_s c_{so} dt = c_s (\int_s \theta_u dt) = c_s (\theta_{efs})$$

(7.16)

$$W_v = \frac{1}{z} (c_i - c_s (\theta_{efv}))$$

(7.17)

$$W_s = \frac{1}{z} (c_s (\theta_{efs}) - c_i)$$

(7.18)

Om vi bildar kvoten

$$s = \frac{W_s}{W_v} = \frac{c_s (\theta_{efs}) - c_i}{c_i - c_s (\theta_{efv})}$$

(7.19)

får vi ett uttryck som kan uppfattas som en säkerhetsfaktor. Säkerhetsfaktorn mot att årsbalansen skall vara negativ är s. Observera att W_v och W_s , men ej s, är beroende av z. Värdet på s ger alltså ingen uppfattning om hur mycket som kondenserar under vintern resp torkar ut under sommaren.

De temperaturer och randvillkor som gäller för resp halvår i Lund och Luleå är beräknade i TAB 7.4, jfr kap 6.1.2. Värdena gäller för horisontell yta med $\alpha = 0,9$.

De i TAB 7.4 angivna värdena kan jämföras med de tyska normer som gäller för fuktdimensionering, se kap 3.

TAB 7.4. Medelvärden av effektiv temperatur inklusive strålning och exklusive strålning(= medelvärde av ekvivalent utetemperatur och lufttemperatur resp) samt ånghalt i uteluften för sommar- och vinterhalvåret. Värdena gäller för horisontell yta med $\alpha = 0,9$.

	Lund		Luleå	
	inkl strålning	exkl strålning	inkl strålning	exkl strålning
θ_{efv}	4,5	2,3	-4,7	-3,5
θ_{efs}	20,7	13,1	16,3	9,5
c_{uv}	0,005		0,0025	
c_{us}	0,009		0,007	

TAB 7.5. Säkerheten mot negativ fuktbalans vid olika inneklimat. Värdena gäller för $\theta_i = 22^{\circ}\text{C}$, $\alpha = 0,9$ och horisontell yta.

Inne- klimat	Lund		Luleå	
	inkl str	exkl str	inkl str	exkl str
FT = 0,001	> 100	3,0	30	0,2
FT = 0,002	14	0,3	4,2	0
FT = 0,004	2,0	< 0	0,9	< 0
$\phi_i = 50 \%$	2,3	0,3	0,6	< 0
$\phi_i = 75 \%$	0,4	< 0	< 0	< 0

I TAB 7.5 har säkerheten mot negativ fuktbalans vid olika inneklimat beräknats. Härvid har antagits en innetemperatur 22°C . I tabellen har medtagits ett fall utan strålning och ett fall med max strålning (horisontell yta, $\alpha = 0,9$). Dessa två fall kan alltså betraktas som gränssfall och den verkliga säkerhetsfaktorn ligger någonstans emellan dessa. Negativ säkerhetsfaktor innebär att uttorkning aldrig sker, dvs ett fall med "ständig kondensation", vilket emellertid ej behöver vara förödande.

Det bör ytterligare betonas att förutsättningarna för beräkningarna av s är starkt förenklade och man kan konstatera att de inverkar i ogynnsam riktning, dvs värdena på s i TAB 7.5 är ofta väl pessimistiska. Hygroskopicitet och kapillärsugning fördelar fukten i materialet varvid värdet på c_{so} ökar, när fuktfrenten når varmare partier av konstruktionen. Vissa material (t ex mineralull) förmår inte binda fukten så hårt, varför kondensat ibland dräneras ut med hjälp av tyngdkraften. Även om TAB 7.5 alltså har ett begränsat intresse ger den en viss uppfattning om inverkan av olika klimat och kan även tjäna som mönster för beräkning av andra konstruktioner.

8 JÄMFÖRELSE MELLAN MÄTTA OCH DATORBERÄKNADE FUKTHALTER

I detta kapitel göres vissa jämförelser mellan datorberäknade och mätta fukthalter. Mätningarna är fältmätningar dvs mätningar på byggnader utsatta för naturligt klimat. Jämförelserna är inte avsedda att helt verifiera använda beräkningsmetoder utan bör snarast ses som en kontroll av att använda uttryck för randvillkor och materialegenskaper något så när beskriver verkligheten. De objekt som studerats är olika byggnadsdelar av gasbetong (tak, vägg och grundmur).

Felkällor vid en beräkning är dels fuktmekaniken och dels randvillkoren. Gasbetongens fuktkarakteristika är förhållandevis väl kända och gasbetongkonstruktioner bör därför ge de bästa möjligheterna att kontrollera riktigheten i gjorda approximationer beträffande randvillkoren.

8.1 20 CM GASBETONGTAK

Taket ligger över en tryckerilokal i mellersta Sverige. I lokalen hålls ett tämligen konstant klimat $\phi_i = 22^\circ\text{C}$, $c_i = 0,012$, dvs $\phi_i \approx 60\%$. Fukthaltsbestämningar har gjorts i de nedersta 15 cm av taket. Den översta delen har ej provats för att ej skada tätskiktet. Resultatet från mätningar och beräkningar för 0-5 cm, 5-10 cm, 10-15 cm och 0-15 cm (räknat från underkant) finns i FIG 8.1. Beräkningen är gjord med de materialdata för gasbetong som redovisades i kap 6.1 med ett undantag: kapillärledningstalet under den kritiska fukthalten är halverat till $0,001 \cdot 10^{-7}$. Denna ändring gjordes därför att den beräknade uttorkningen gick något för snabbt under den första tiden.

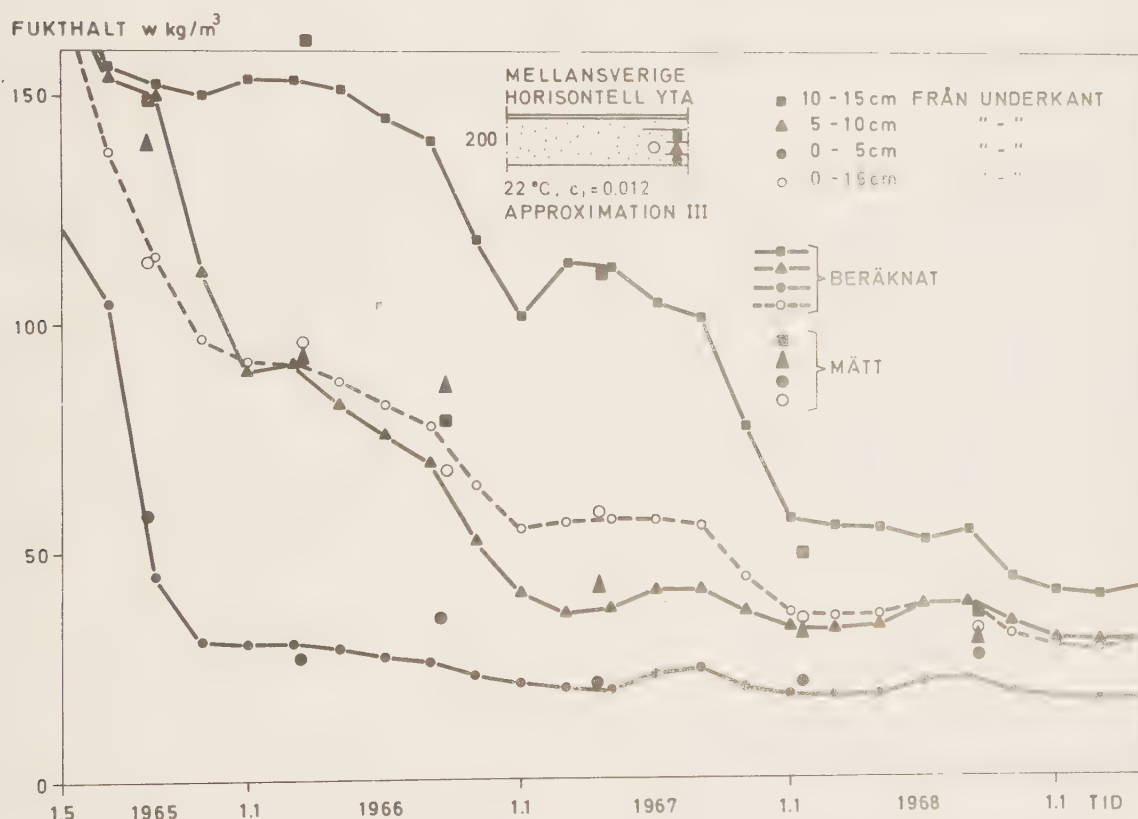


FIG 8.1. Mätta och beräknade fukthalter i 20 cm gasbetongtak.

8.2 15 CM GASBETONGTAK

Taket är ett provtak vid en forskningsstation i Holzkirchen i södra Tyskland.

I utrymmet under taket hålls under vintern ett klimat på 20°C , $\phi = 40-50\%$. Under sommaren är utrymmet ouppvämt, vilket ger $\theta_i = 13-17^{\circ}\text{C}$, $\phi_i = 60-70\%$ (se Künzle, 1966). Materialkaraktistika är hämtade ur Künzle (1971). Värmeledningstal, värmekapacitet och sorptionskurva överensstämmer med de värden som redovisas i kap 6.1.

Diffusionstal	{	$\delta = (10 + 0,025 w^2) \cdot 10^{-7}$	för $w < 60$
		$\delta = 100 \cdot 10^{-7}$	för $w \geq 60$
Kapillärledningstal	{	$k = 0,0015 \cdot 10^{-7}$	för $w < 220$
		$k = 0,17 \cdot 10^{-7}$	för $w \geq 220$

FIG 8.2 och 8.3 visar jämförelser mellan beräknade och mätta fukthalter, dels medelfukthaltens variation och dels fördelningen vid olika tidpunkter.

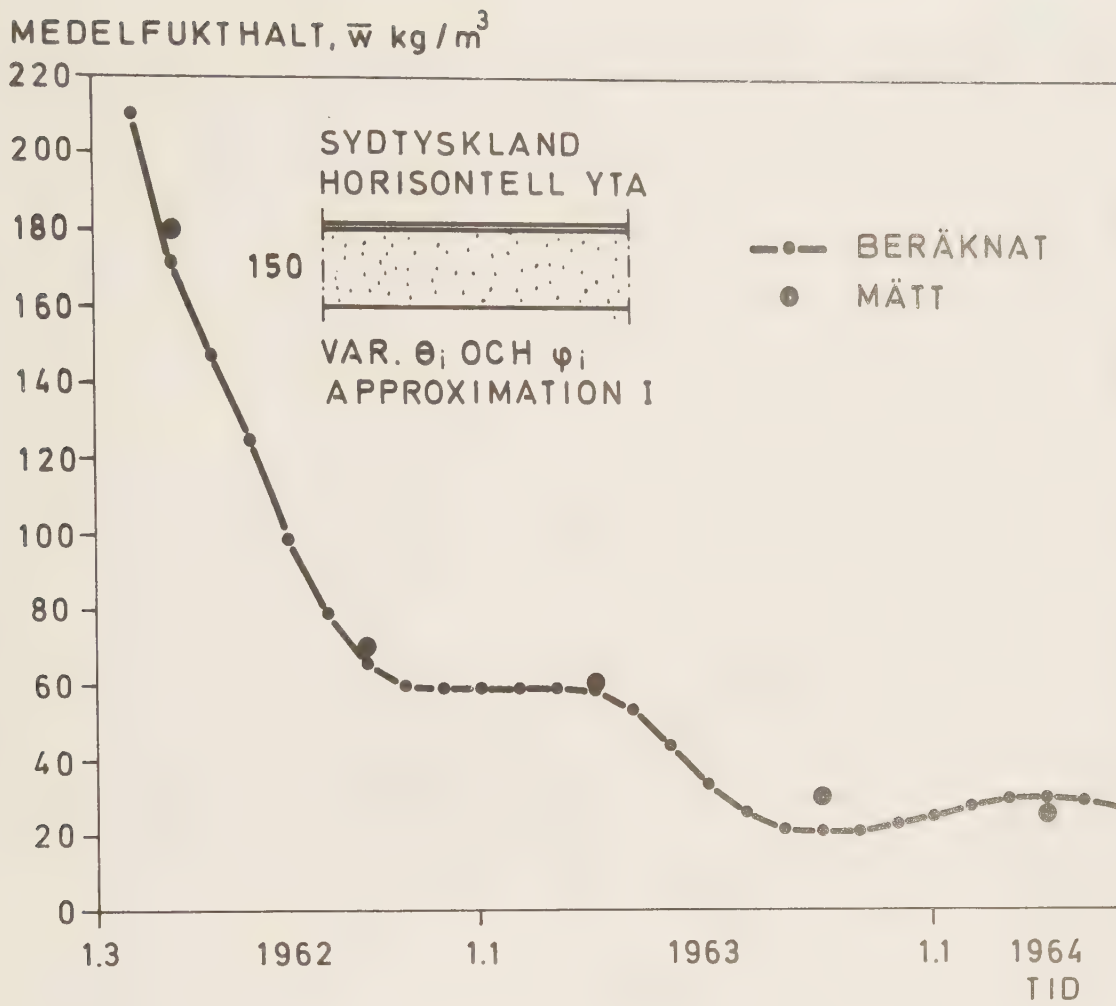


FIG 8.2. Beräknad och mätt medelfukthalt i 15 cm gasbetongtak.

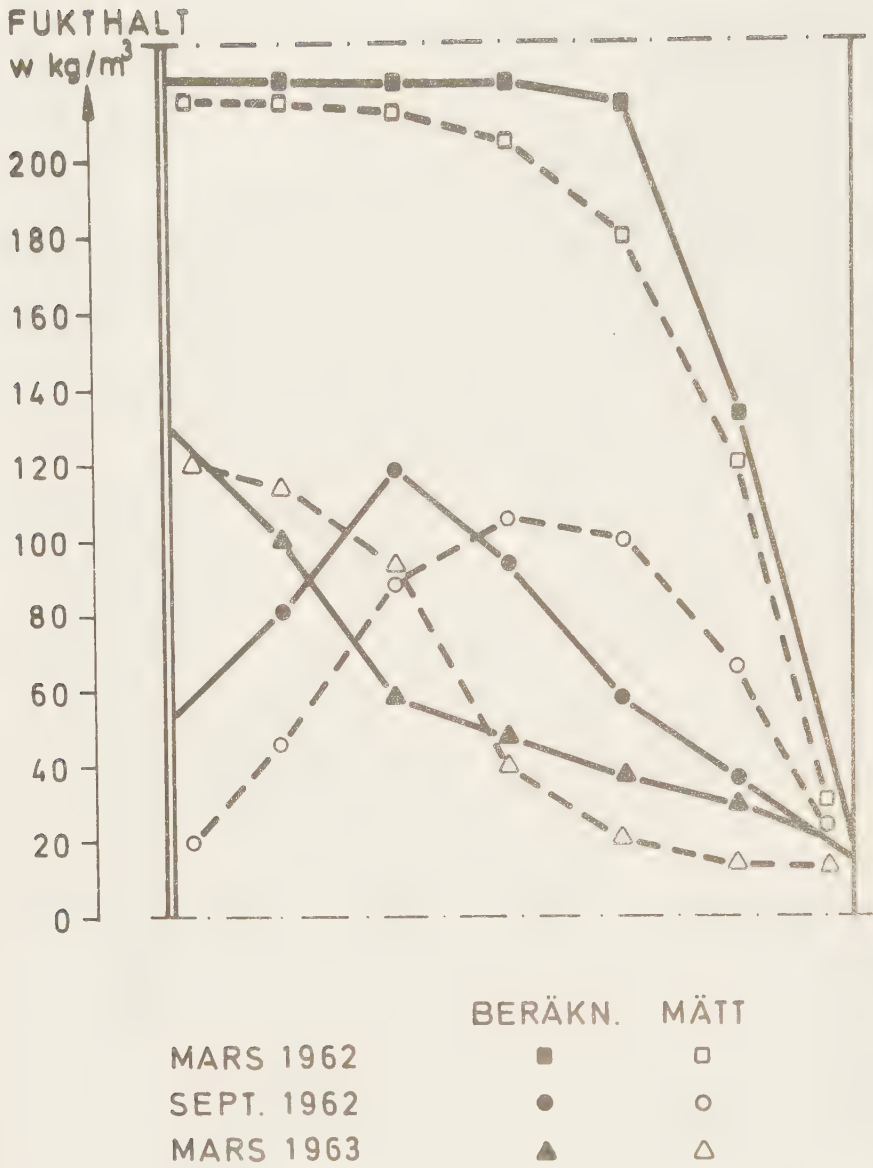


FIG 8.3. Beräknad och mätt fukthaltsfördelning vid tre olika tidpunkter i 15 cm gasbetongtak (samma tak som redovisas i FIG 8.2).

8.3 17,5 CM YTTERVÄGG AV GASBETONG

Väggen är en provvägg vid en forskningsstation i Holzkirchen i södra Tyskland, se Künzle (1965). Väggen är på båda sidor försedd med en ytbehandling motsvarande ett diffusionsmotstånd $z \approx 10^4$ s/m. Inneklimatet är ca 20°C , $c_i = 0,008 \text{ kg/m}^3$. Väggen är mycket sällan utsatt för slagregn och vid beräkningarna har hänsyn ej tagits till slagregn. Samma materialdata som redovisades i kap 8.2 har använts. FIG 8.4 visar en jämförelse mellan mätt och beräknad medelfukthalt i väggen.

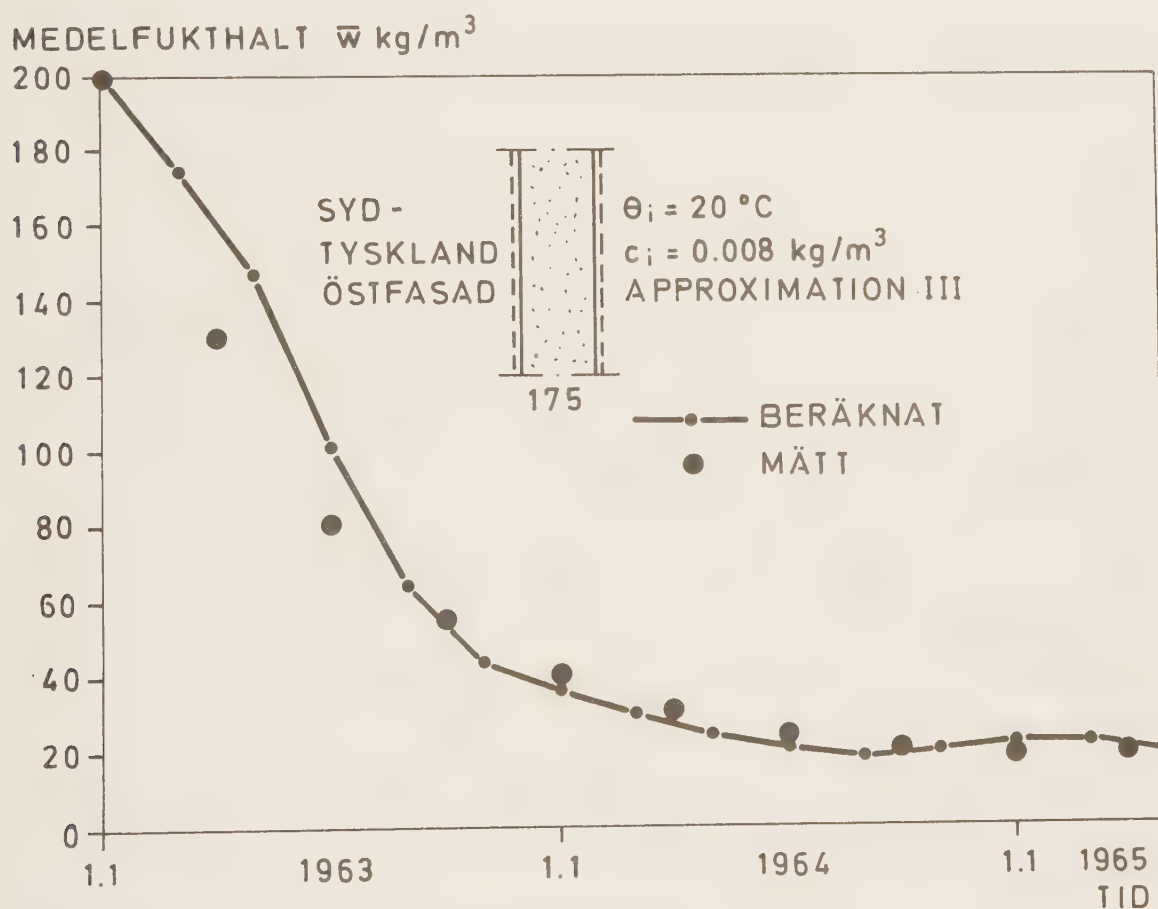


FIG 8.4. Mätt och beräknad fukthalt i 17,5 cm gasbetongvägg.

8.4 25 CM KÄLLARVÄGG AV GASBETONG

I samband med en undersökning av nya metoder för att fuktskydda källarväggar gjordes bl a ett antal fältmätningar av fukthalter och värmemotstånd (Elmroth och Höglund, 1971). Några av dessa mätningar jämte motsvarande datorberäknade fukthalter finns redovisade i FIG 8.5 - 8.7. Konstruktionerna utgöres av 25 cm gasbetong, utvändigt (mot marken) isolerade med 5 cm mineralull. Diffusionsmotståndet i gränsytan mellan gasbetong och mineralull har varierat: punktklistring - slamning + asfaltklistring - membranisolering.

Uteklimatet motsvarar mellersta Sverige. Markens värmemotstånd har satts till $1,0 \text{ m}^2 \text{ } ^\circ\text{C/W}$ och relativa fuktigheten i marken 100 %. Inneklimatet är 20°C , $\phi_i = 50\text{--}55 \%$. Samma materialdata som redovisats för gasbetong i kap 6.1 har använts.

De i olika sammanhang beräknade fukthalterna har i de fall det varit meningsfullt jämförts med i litteraturen angivna mätvärden. Mätta fukthalter har förutom i ovan nämnda referenser redovisats i Schüle (1966), Schüle & Jenisch (1962), Engwall (1952), Plonski (1971), Künzel & Herold (1969), Powell & Robinson (1971) m fl.

Künzel & Gertis (1968) redovisar en stor undersökning av tyska gasbetongtak. Medelfukthalten i taken har mätts före och efter vintern (okt/nov resp mars/april). Frekvenskurvorna i FIG 8.8 bekräftar de resultat som erhållits vid datorberäkningarna:

1. I jämviktsläget är medelfukthaltens årsvariation obetydlig i konstruktioner av hygroskopiska material.
2. Medelfukthalten sjunker något under vintern beroende på att inneluf-
ten då är torr. Enskilda objekt med konstant ϕ_i (luftbefuktning)
uppvisar emellertid en svag ökning av fukthalten under vintern.

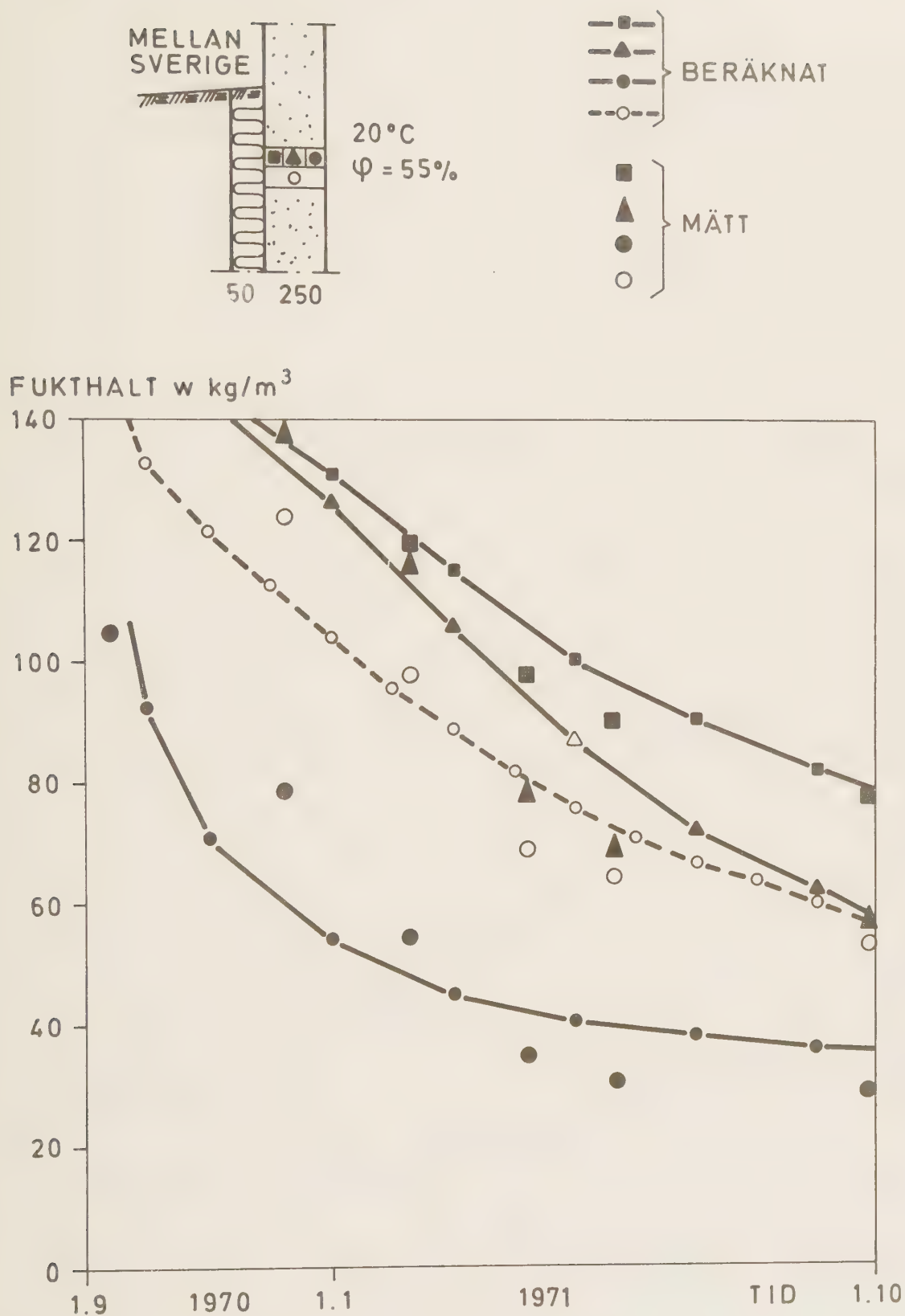


FIG 8.5. Mätta och beräknade fukthalter i 25 cm källarvägg av gasbetong.

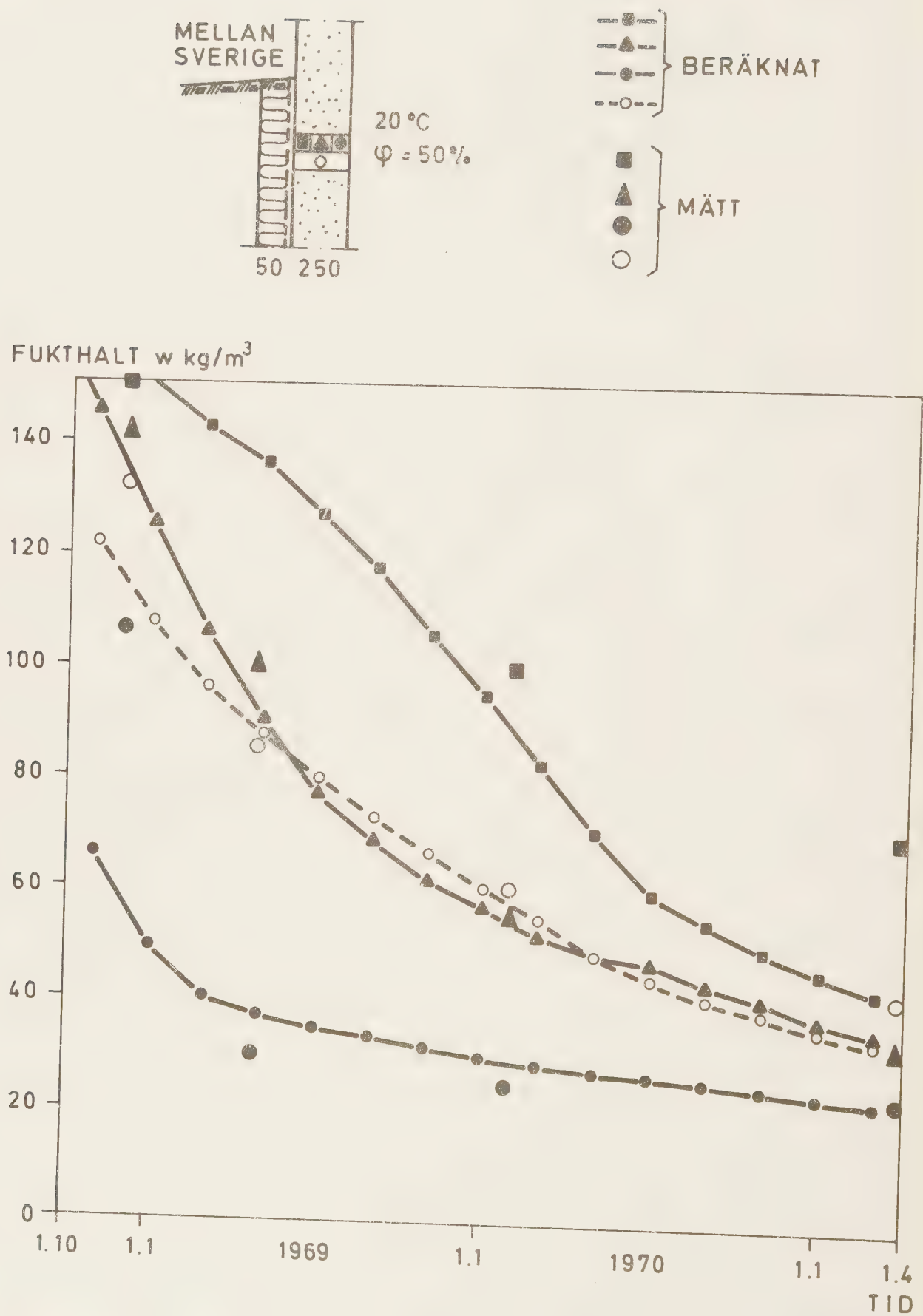


FIG 8.6. Mätta och beräknade fukthalter i 25 cm källarvägg av gasbetong.

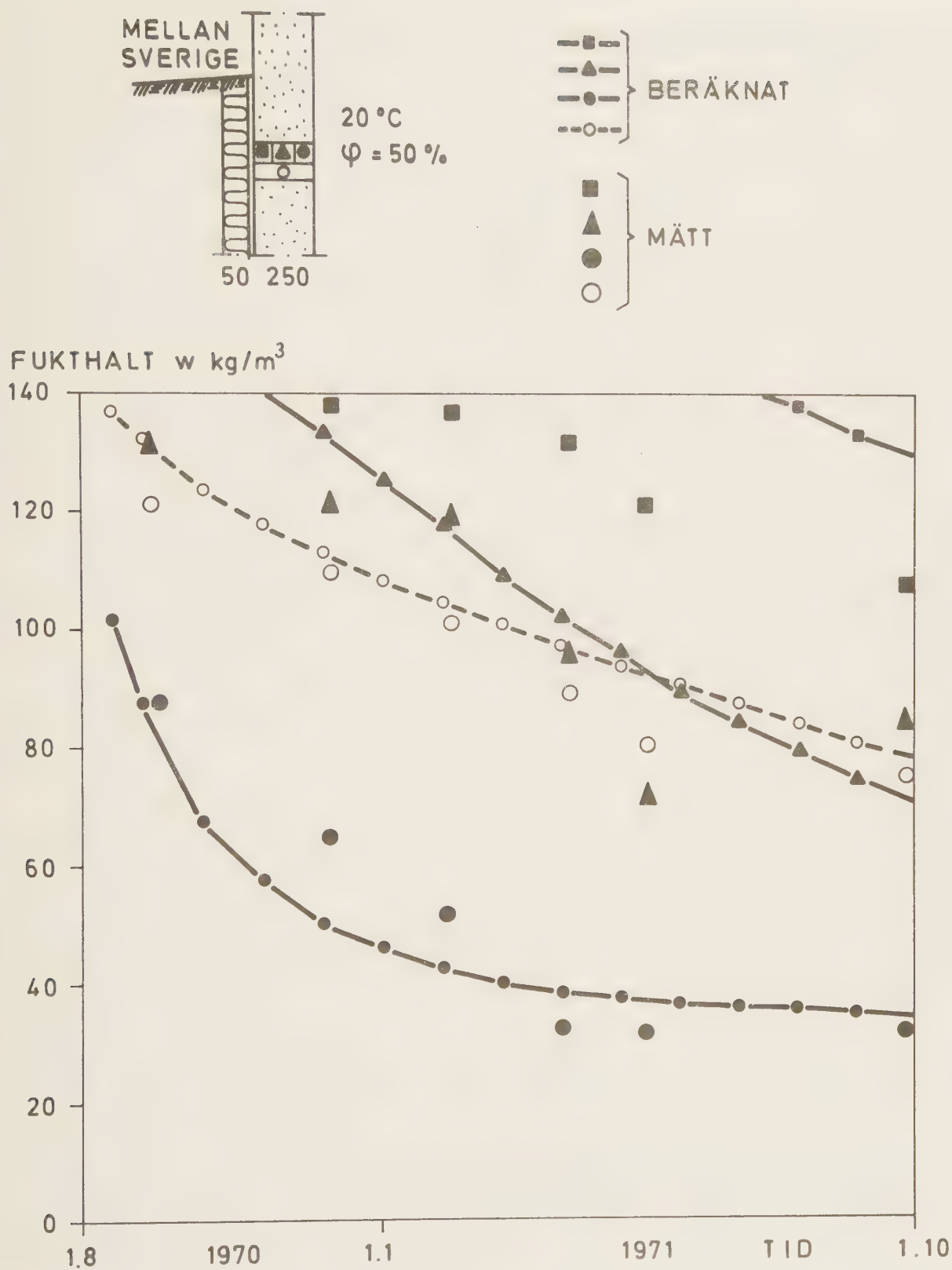


FIG 8.7. Mätta och beräknade fukthalter i 25 cm källarvägg.

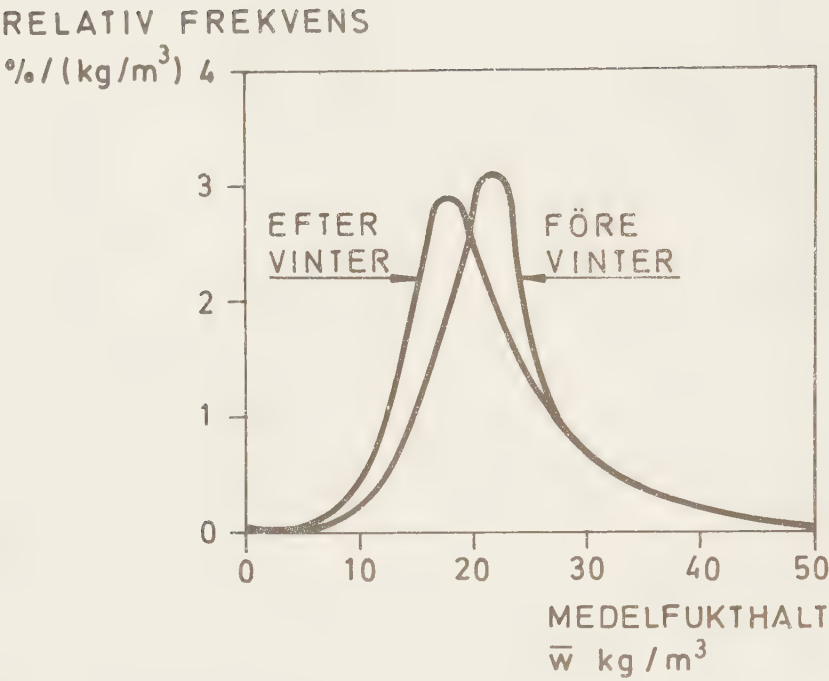


FIG 8.8. Medelfukthalt i gasbetongtak före och efter vintern.
(Künzel & Gertis, 1968).

REFERENSER

Ahlgren, L, 1972, Fuktfixering i porösa byggnadsmaterial. Inst för Byggnadsteknik, LTH, Rapport 36, Lund.

ASHRAE Handbook of Fundamentals, 1967. American Society of Heating, Refrigerating and Air-conditioning Engineers. New York.

Barcs, W, 1965, Design values of vapour diffusion and condensation in building structures. RILEM/CIB Symposium Moisture problems in buildings, Helsinki.

Bazant & Najjar, 1972, Nonlinear water diffusion in nonsaturated concrete. Matériaux et constructions, vol 5, No. 25, p. 3. Rilem, Paris.

Bergström, S G & Wastesson, A, 1954, Cement- och Betonginstitutets ocrateringsundersökning. Studium av torkförlopp, fuktfördelning och ocrateringsdjup. Cement- och Betonginstitutet. Icke publicerad rapport.

Bomberg, M, 1971-72, Water flow through porous materials. Part I-III. Lund Institute of Technology, Division of Building Technology, Report 19-21. Lund.

Brown, G, 1956, Värmeövergång vid byggnaders yttertor, Statens Nämnd för Byggnadsforskning. Handlingar Nr 27. Stockholm.

Brown, G, 1966, Solvärme genom fönster och solskydd. Rapport från Byggnadsforskningen nr 11/66. Stockholm.

Brown, G & Isfält, E, 1969, Instrålning från sol och himmel i Sverige under klara dagar. Rapport från Byggnadsforskningen 19/69. Stockholm.

Caemmerer, W, 1968, Berechnung der Wasserdampfdurchlässigkeit und Bemessung des Feuchtigkeitsschutzes von Bauteilen. Berichte aus der Bauforschung, Heft 51. Berlin.

Cammerer, J S, 1962a, Die Feuchtigkeitsgefährdung nicht belüfteter und belüfteter massive Flachdächer durch Dampfdiffusion und Tauwasserbildung. Berichte aus der Bauforschung, Heft 23. Berlin.

Cammerer, J S, 1962b, Tabellen über die Feuchtigkeits-Kondensation in Wänden und Decken durch Dampfdiffusion. Berichte aus der Bauforschung, Heft 23. Berlin.

Carslaw, H S & Jaeger, J C, 1959, Conduction of heat in solids. Oxford University Press. London.

Clusov, I E, 1958, Om beregning av fuktighet i flate takkonstruktioner. Moskva. Ikke publicerad norsk översättning.

Crank, J, 1957, The mathematics of Diffusion. Oxford University Press. London.

Croiset, M, 1968, L'Hygrothermique dans le batiment. Eyrolles, Paris.

Eichler, F, 1968, Wasserdampfdiffusionsberechnungen nach drei Hauptkriterien unter mathematischer Ermittlung der Grösse der Kondensationsperiode. Schriftenreihe der Bauforschung, Reihe Technik und Organisation, Heft 12, Deutsche Bau-information. Berlin.

Elmroth, A & Höglund, I, 1970, Analys av ofrivillig ventilation i småhus. VVS 41, häfte 2, p 58. Stockholm.

Elmroth, A & Höglund, I, 1971, Ny källaryttersväggar ger bestickklima under mark. Byggförlaget. Stockholm.

Engwall, A, 1952, Fuktundersökningar av lättbetongtak. Byggmästaren B6. Stockholm.

Eriksson, B E, 1966, Luftfuktighet inomhus i Norrland. Statens Institut för Byggnadsforskning, Informationsblad 1966:43. Stockholm.

Fehér, J, 1969, Jahresbilanz der Kondensationsfeuchtigkeit in mehrschichtigen unbelüfteten Aussenwänden. Gesundheits-Ingenieur 90 (1969), Heft 4, p 123. München.

Forsythe, G E & Wasow, W R, 1960, Finite-Difference Methods for Partial Differential Equations. John Wiley & Sons, Inc.. New York.

Gemmel, C, 1961, En undersökning av rumsluftens relativa fuktighet. Från byggforskningens front, Chalmers Tekniska Högskola. Festskrift till Hjalmar Granholm. Göteborg.

Glaser, H, 1958a, Wärmeleitung und Feuchtigkeitsdurchgang durch Kühlraumisolierungen. Kältetechnik 10 (1958), Heft 3, p 86.

Glaser, H, 1958b, Temperatur- und Dampfdruckverlauf in einer homogenen Wand bei Feuchtigkeitsausscheidung. Kältetechnik 10 (1958), Heft 6, p 174.

Glaser, H, 1958c, Vereinfachte berechnung der Dampfdiffusion durch geschichtete Wände bei Ausscheidung von Wasser und Eis. Kältetechnik 10 (1958), Heft 11, 12, p 358, 386.

Glaser, H, 1959, Graphisches Verfahren zur Untersuchung von Diffusionsvorgängen. Kältetechnik 11 (1959), Heft 10, p 345.

Glaser, H, 1971, Temperature and moisture distribution in a hygroscopic wall with water vapour diffusion. International Institute of Refrigeration. Proceedings. Washington.

Gröber & Erk/Grigull, 1963, Grundgesetze der Wärmeübertragung. Springer Verlag, Berlin.

Haferland, F, 1967, Das diffusionstechnische Verhalten mehrschichtiger Aussenwände. Bauverlag, Wiesbaden-Berlin.

Hansson, R, 1958, Fuktberäkningar av ytterväggar och yttertak. Byggmästaren B 3, Stockholm.

van der Held, M, 1941, Diffusionserscheinungen in Verbindung mit der Trocknung von Werkstoffen. Gesundheitsingenieur 64 (1941), Heft 15, p 211. München.

Horie, G, 1965, On the reduction of humidity variation in a room by the absorption of wall surfaces. RILEM/CIB symposium Moisture problems in buildings. Helsinki.

Höglund, B I, Mitalas, G P & Stephenson, D G, 1967, Surface temperatures and heat fluxes for flat roofs. Building Science. Vol 2, p 29, Pergamon Press.

Höglund I & Stephenson, D G, 1968, Tabeller för beräkning av solinstrålning mot byggnader. Rapport från Byggforskningen 49/68. Stockholm.

Illig, W, 1952, Die Grösse der Wasserdampfübergangszahl bei Diffusionsvorgängen in Wänden von Wohnungen, Stallungen und Kühlräumen. Gesundheitsingenieur 73 (1952), Heft 7/8, p 124. München.

Jenisch, R, 1970, Beitrag zum Problem der Wasserdampfdiffusion durch Aussenwände von Gebäuden. Von der Universität Stuttgart.

Jenisch, R, 1971, Berechnung der Feuchtigkeitskondensation in Aussenbauteilen und die Austrocknung abhängig vom Aussenklima. Gesundheits-Ingenieur 92 (1971), Heft 9, p 257. München.

Järnmark, T, 1968, Slagregn 2, Slagregnsfördelningen i Sverige. Informationsblad 40/68. Statens Institut för byggnadsforskning. Stockholm.

Kent, Handegord & Robson, 1966, A study of Humidity Variations in Canadian Houses. Transactions of ASHRAE, vol 72. New York.

Kimura, K & Stephenson, D G, 1969, Solar Radiation on Cloudy Days Transactions of ASHRAE, vol 75, p 227. New York.

van der Kooi, J & Knorr, K T, 1970, Het vochtgedrag in niet-geventileerde daken van cellenbeton. Stichting Bouwresearch, Publ. nr 33, Samsom, Alphen a/d Rijn.

van der Kooi, J, 1971, Moisture transport in cellular concrete roofs. Uitgeverij Walman, Delft.

Krischer, O, 1963, Die wissenschaftlichen Grundlagen der Trocknungstechnik. Springer Verlag, Berlin.

Krochmann, Kuom & Narasimhan, 1971, Über die extraterrestrische Solarstrahlung. Gesundheits-Ingenieur 92, Heft 10, p 292. München.

Künzel, H, 1960, Die klimaregelnde Wirkung von Innenputzen. Gesundheits-Ingenieur 81, Heft 7, p 196. München.

Künzel, H, 1965, Untersuchungen über die Feuchtigkeitsverhältnisse in Aussenwänden mit dichter Aussenverkleidung. "boden, wand + decke", Heft 10, p 882.

Künzel, H, 1966, Untersuchungen über die Feuchtigkeitsverhältnisse in verschiedenen Flachdach-Konstruktionen, Berichte aus der Bauforschung, Heft 48. Verlag W Ernst & Sohn. Berlin.

Künzel, H & Gertis, K, 1968, Untersuchungen über die Feuchtigkeitsverhältnisse in Gasbetondächern. Berichte aus der Bauforschung, Heft 51, Verlag W Ernst & Sohn. Berlin.

Künzel, H & Herold, P, 1969, Untersuchungen über die Feuchtigkeitsverhältnisse in Aussenwänden aus Gasbeton. Betonsteinzeitung 35, Heft 8, p 493.

Künzel, H, 1971, Gasbeton: Wärme- und Feuchtigkeitsverhalten. Bauverlag GmbH. Wiesbaden-Berlin.

Lagerstedt, E, 1962, Temperaturens varaktighet 1931-1960. Teknisk Tidskrift 92 (1962), h 39, p. 1069.

Lindqvist, Sven, 1970, Bebyggelseklimatiska studier. Meddelanden från Lunds Universitets Geografiska Institution, Avhandlingar LXI, CWK, Gleerup-Lund.

Liu, B Y H & Jordan RC, 1960, The Interrelationship and Characteristic Distribution of Direct, Diffuse and Total Solar Radiation. Solar Energy, vol 4, nr 3, 1960, pp 1-19.

Lund-Hansen, P, 1967a, Fugttransport i byggematerialer. Polyteknisk Forlag, Köpenhamn.

Lund-Hansen, P, 1967b, Udtörring av poröse materialer. Byggmästaren, häfte 5, p 208. Stockholm.

Lunelund, H, 1936, Värmestrålning och ljusstrålning i Finland. Svenska Tekniska Vetenskapsakademien i Finland. Acta Band XII. Helsingfors.

Lykow, A W, 1958, Transporterscheinungen in kapillarporösen Körpern. Akademie Verlag. Berlin.

Mackey, C O & Wright, L T, 1943, Summer comfort factors as influenced by the thermal properties of building materials. Transactions of the ASHVE, vol 49, p 148. New York.

McAdams, W H, 1954, Heat Transmission. McGraw-Hill Book Company Inc.

Nevander, L E, 1961, Köldbryggor i väggkonstruktioner. Byggmästaren 40, häfte 2, p 46. Stockholm.

Nevander, L E & Bankvall, C G, 1968, Värme. Kompendium i Byggnadsteknik I, Lunds Tekniska Högskola, Lund.

Nevander, L E, 1972, Slagregn på fasadtegelväggar. Nordiskt symposium om Murverkskonstruktioner 17-18 april. SVR. Stockholm.

Ogunlesi, O, 1965, Solar radiation and thermal gradients in building units. Building Science, vol 1, p 1-20, Pergamon Press.

Parmelee, G V & Aubele, W W, 1952, Radiant Energy Emission of Atmosphere and Ground. Transactions of ASHVE, vol 58, p 85. New York.

Parmelee, G V, 1954, Irradiation of vertical and horizontal surface by diffuse solar radiation from cloudless skies. Transactions of ASHVE, vol 60, p 341. New York.

Pihlajavaara, S E, 1965a, On the main features and methods of investigation of drying and related phenomena in concrete. The State Institute for Technical Research, Helsinki.

Pihlajavaara, S E, 1965b, Estimation of the drying of concrete. RILEM/CIB Symposium Moisture problems in buildings, Helsinki.

Pihlajavaara, S E, 1963, Notes on the drying of concrete. The State Institute for Technical Research, Helsinki.

- Plonski, W, 1971, Results of Heat-Moisture Tests of Flat Roofs of Various Types. Building Science, Vol 6, p 1. Pergamon Press, Oxford.
- Powell, F J & Robinson, H E, 1971, The Effect of Moisture on the Heat Transfer Performance of Insulated Flat-Roof Constructions. Building Science Series 37, Nat. Bur. Stand. Washington.
- Rao, K R & Ballantyne, E R, 1970. Some Investigations on the Sol-Air Temperature Concept. Commonwealth Scientific and Industrial Research Organization. Division of Building Research, Technical Paper Nr 27. Melbourne.
- Ronge, H, 1961, Bostadsklimatet i murverkshus och betonghus. Byggeforskningshandlingar nr 38. Stockholm.
- Sandberg, P I, 1970, Icke stationär fukttransport. Beräkningar med dator. Institutionen för Byggnadsteknik, Lunds Tekniska Högskola, Rapport 16, Lund.
- Sandberg, P I, 1971, Samtidig ångdiffusion och luftströmning genom ett poröst material. Institutionen för Byggnadsteknik, Lund Tekniska Högskola, Rapport 27. Lund.
- Schüle & Jenisch, 1962, Untersuchungen über Feuchtigkeitsverhältnisse in Flachdächern. Gesundheitsingenieur 83 (1962), Heft 5, p 129. München.
- Schüle, W & Lutz, H, 1962, Lufttemperatur und Luftfeuchtigkeit in Wohnungen. Gesundheits-Ingenieur 83, Heft 8, p 217. München.
- Schüle, W, 1966, Feuchtigkeit in Bauteilen von Wohnhäusern. Berichte aus der Bauforschung, Heft 48. Verlag Wilhelm Ernst & Sohn. Berlin.
- Schwarz, B, 1972, Die Wärme- und Stoffübertragung an Aussenwandoberflächen. Berichte aus der Bauforschung, Heft 79. Verlag W Ernst & Sohn. Berlin-München-Düsseldorf.
- Seiffert, K, 1967, Wasserdampfdiffusion im Bauwesen, Bauverlag, Wiesbaden-Berlin.

Sliwowski, L, 1972, Results of Investigations of the Microclimate in Some New Apartment Buildings in Wroclaw. Building Science, vol 7, p 13. Pergamon Press.

SMHI, årsböcker. Sveriges Meteorologiska och Hydrologiska Institut. Stockholm.

Stephenson, D G, 1965, Equations for Solar Heat Gain Through Windows. Solar Energy, vol 9, No 2, p 81.

van Straaten, J F, 1967, Thermal Performance of Buildings. Elsevier Publishing Company. Amsterdam-London-New York.

Tezcan, Y, 1970, Sicak yapi elemanlarinin kondansesyon kontrolu. Teknik Universitesi, Istanbul. (På turkiska med engelsk sammanfattning.)

Threlkeld, J L, 1963, Solar Irradiation of Surfaces on Clear Days. Transactions of ASHRAE, vol 69, p 24. New York.

Threlkeld, J L, 1970, Thermal Environmental Engineering. Prentice-Hall.

Vos, B H & van Minnen, J, 1966, Moisture transport in porous materials. Report II-11, IBBC-TNO, Delft.

Vos, B H, 1967, Condensation in structures. Report BI-67-33. IBBC-TNO, Delft.

Vos, B H & Tammes, E, 1968, Flow of water in the liquid phase. Report BI-68-38, IBBC-TNO, Delft.

Vos, B H & Tammes, E, 1969, Moisture and moisture transfer in porous materials. Report BI-69-96, IBBC-TNO, Delft.

Vos, B H, 1971, Condensation in flat roofs under non-steady-state conditions. Building Science, Vol. 6, p 7-15. Pergamon Press.

Wagner, H, 1967, Feuchtigkeitsschutz in Hochbau. Gesundheits-Ingenieur 88 (1967), Heft 3, p 86. München.

BILAGA A

BESTÄMNING AV I_0 OCH a

Konstanterna I_0 och a i EKV (5.22)

$$I_{DN} = I_0 \cdot e^{-\frac{a}{\sin h}} = I_0 \cdot e^{-a \cdot m} \quad (5.22)$$

har bestämts genom att analysera finska mätningar av den direkta solstrålningen (Lunelund, 1936). Uttrycket $m = \frac{1}{\sin h}$ är ett mått på solstrålarnas väg genom atmosfären (air mass) och är lika med kvoten mellan den aktuella vägen och den väg strålarna skule ha att gå om solen står i zenith.

Det kan invändas mot Lunelunds mätningar att de är gamla och inte är gjorda i Sverige, men några nyare svenska mätningar av samma omfattning föreligger ej och de kontroller som gjorts i bl a Stockholm (Brown & Isfält, 1969) tyder på god överensstämmelse.

EKV (5.22) kan skrivas

$$\ln I_{DN} = \ln I_0 - a \cdot m$$

varvid sambandet mellan I_{DN} och m blir en rät linje i ett enkellogaritmiskt diagram. I_0 erhålles genom att extrapolera linjerna till $m = 0$ och a är linjens lutning.

I FIG A.1 har I_{DN} för olika m och olika månader lagts in, varefter räta linjer har anpassats till punkterna. Värdena på I_{DN} är medelvärden för sjuårsperioden 1927-33.

Det värde på I_0 som erhålles genom att extrapolera linjerna till $m = 0$ skulle alltså vara lika med solstrålningen vid atmosfärens yttre gräns. Det värde som erhålles, $I_0 \approx 1,56 \text{ cal/cm}^2 \cdot \text{min} = 1090 \text{ W/m}^2$, stämmer emellertid dåligt med solarkonstanten vars värde enligt senaste mätningar är ca 1350 W/m^2 (Krochmann et al, 1971). Däremot överensstämmer variationen i I_0 med den man teoretiskt skulle erhålla genom att ta hänsyn till det varierande avståndet mellan solen och jorden. I FIG A.2 är de värden på I_0 som erhållits ur FIG A.1 inlagda tillsammans med den teoretiska korrektionen, K , för avståndet sol-jord.

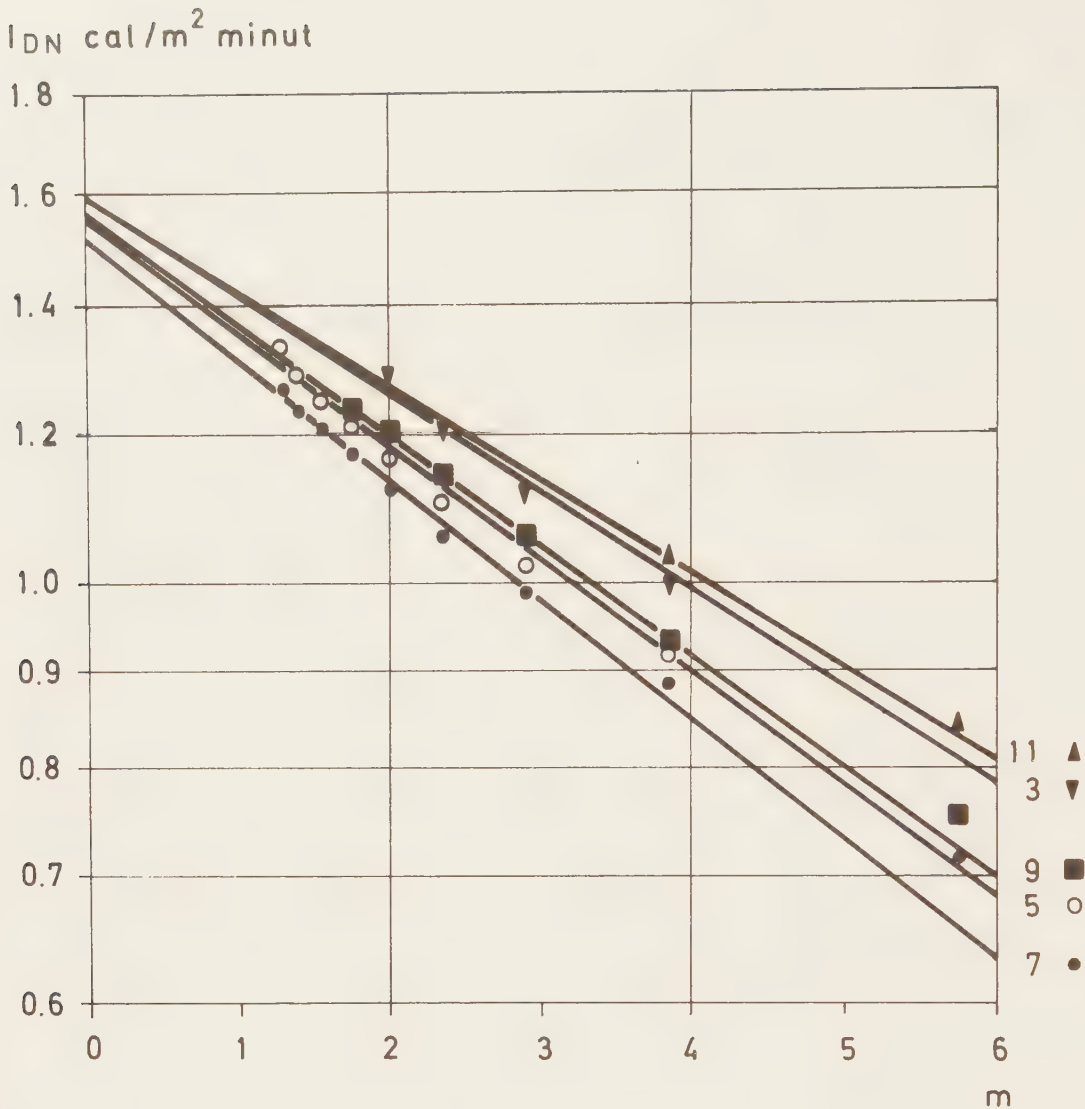


FIG A.1. I_{DN} som funktion av m . Medelvärden för sjuårsperioden 1927-33. Siffrorna i högra kanten anger månad.

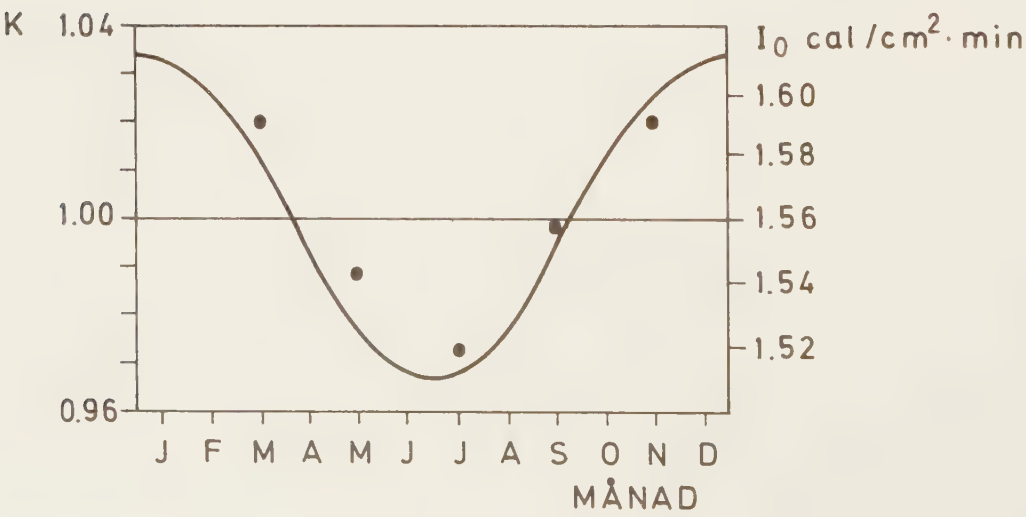


FIG A.2. Värdet på I_0 för månaderna mars, maj, juli, sept och nov jämfört med korrektionskurvan för avståndet sol-jord.

För att förenkla beräkningarna har valts ett konstant värde på $I_0 = 1,56 \text{ cal/cm}^2 \cdot \text{min} = 1090 \text{ W/m}^2$. Därefter har a bestämts genom att beräkna lutningen på linjerna extrapolerade till punkten $m = 0$; $I_{DN} = 1090 \text{ W/m}^2$, FIG A.3.

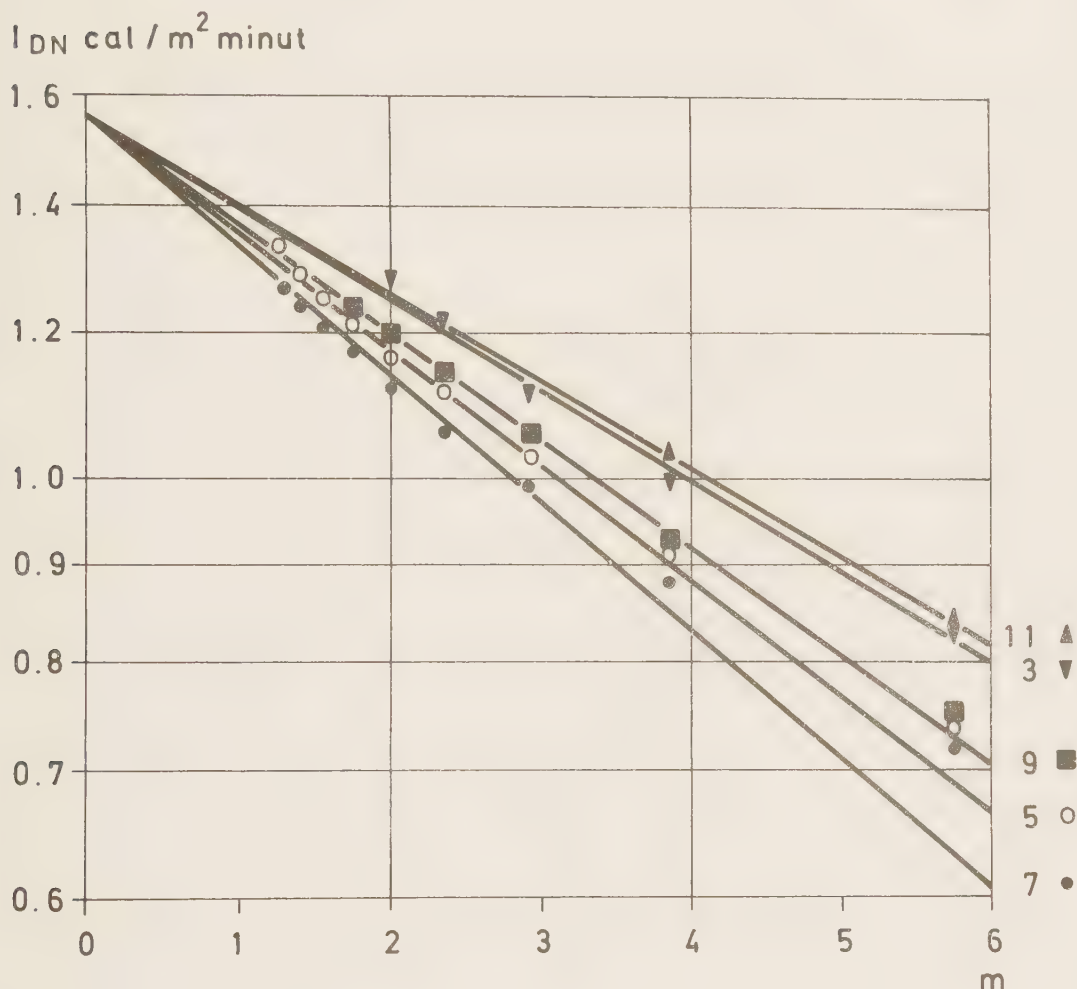


FIG A.3. I_{DN} som funktion av m . Linjerna är extrapolerade till punkten $m = 0$; $I_{DN} = 1,56 \text{ cal/m}^2 \cdot \text{minut} = 1090 \text{ W/m}^2$. Siffrorna i högra kanten anger månad.

De erhållna värdena på a framgår av FIG A.4.

Dessa värden på a stämmer med värden från Scarborough, Kanada (Stephenson, 1965) och med värden erhållna från Luneluds mätningar och från mätningar i Uppsala (Höglund & Stephenson, 1968).

a approximeras med en sinussvängning över året till

$$a = 0,13 + 0,3 \sin \omega_2(t + t_0)$$

där a = extinktionskoefficienten

ω_2 = svängningshastigheten, dvs $(2\pi)/(1 \text{ år})$

t = tiden

t_0 = tidskonstant, vald så att $t + t_0 = 0$ den 1 april.

EXTINKTIONS - KOEFFICIENT

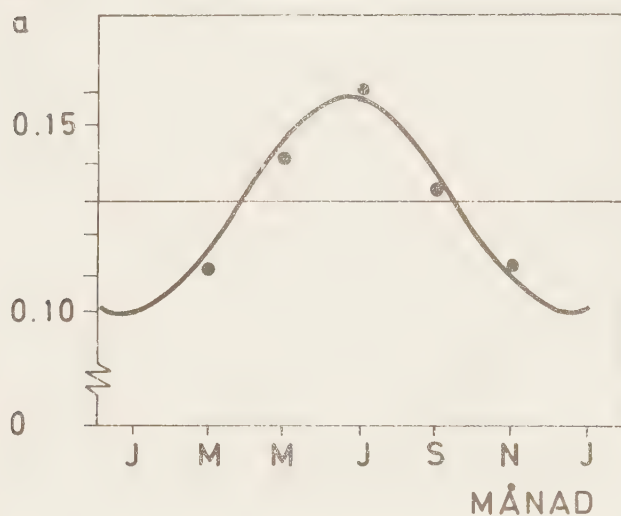


FIG A.4. Extinktionskoefficienten a beräknad med hjälp av FIG A.3.

BESTÄMNING AV DEN DIFFUSA STRÅLNINGEN

Den diffusa himmelstrålningen mot en horisontell yta kan skrivas

$$I_{dH} = C \cdot I_{DN} \tag{5.25}$$

Värdet på konstanten C är beroende av molnighetsförhållanden, atmosfärens innehåll av vattenånga och smutspartiklar samt av solhöjden.

Ur Lunelund (1936) erhålles för molnfria dagar

$$K = \frac{I_{dH}}{I_{dH} + I_{DH}} = f(h)$$

där I_{dH} = diffus strålning mot horisontell yta
 I_{DH} = direkt strålning mot horisontell yta
 h = solhöjd

h	2,5	5	10	15	20	25	30	35	40	45	50
K	0,60	0,45	0,29	0,21	0,18	0,15	0,13	0,12	0,12	0,12	0,11

Eftersom $I_{DH} = I_{DN} \cdot \sin h$ erhålles $C = \frac{K}{1 - K} \sin h$

h	2,5	5	10	15	20	25	30	35	40	45	50
C	0,06	0,07	0,07	0,07	0,075	0,075	0,075	0,08	0,09	0,095	0,095

Med tanke på att mätningarna är gjorda på 1930-talet, då atmosfären förmodligen var mindre förorenad, kan C enligt Lunelunds mätningar ligga något lågt.

ASHRAE anger följande värden på C

Jan	Feb	Mar	Apr	Mai	Jun	Jul	Aug	Sep	Okt	Nov	Dec
0,058	0,060	0,071	0,097	0,121	0,134	0,136	0,122	0,092	0,073	0,063	0,057

Stephenson (1965) har bestämt faktorn C och relaterat den till extinktionskoefficienten, a, FIG A.5.

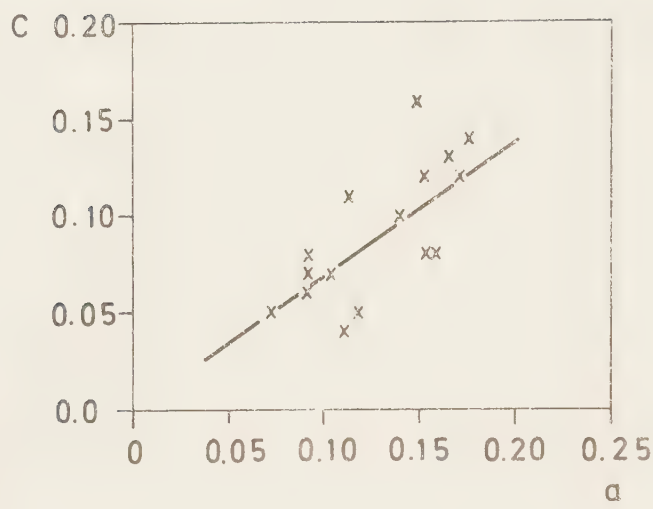


FIG A.5. Faktorn C som funktion av extinktionskoefficienten, a. Värdena gäller Scarborough, Canada. Stephenson (1965).

Parmelee (1954) visar att sambandet mellan diffus och direkt strålning under molnfria dagar kan skrivas

$$I_{dH} = X - Y \cdot I_{DN}$$

där X och Y är funktioner av solhöjden.

Härur erhålles

$$C = \frac{I_{dH}}{I_{DN}} = \frac{X}{I_{DN}} - Y \cdot \sin h$$

För solhöjderna 10, 20, 30 och 40° och med I_{DN} för dessa solhöjder enligt Lunelunds mätningar (medel för hela året, molnfria dagar) samt X och Y enligt Parmelee kan följande värden på C beräknas

h°	10	20	30	40
$I_{DN}(W/m^2)$	552	736	830	869
$X(W/m^2)$	63	134	221	284
$Y(-)$	0,295	0,314	0,360	0,362
C	0,064	0,075	0,086	0,094

Liu & Jordan (1960) har studerat sambandet mellan diffus, direkt och to-

tal strålning. För molnfria dagar gäller

$$\tau_d = 0,2710 - 0,2939 \tau_D$$

där τ_d = transmissionskoefficient för diffus strålning mot en horisontellyta, $\tau_d = I_{dH}/I'_{OH}$ ($I'_{OH} = I'_O \sin h$)
 τ_D = transmissionskoefficient för direkt strålning $\tau_D = I_{DH}/I'_{OH}$

I'_O är här den verkliga solarkonstanten $I'_O = 1350 \text{ W/m}^2$.

Med hjälp av detta samband erhålles följande uttryck för C

$$C = \frac{A \cdot I'_{OH}}{I_{DN}} - B \sin h$$

där $A = 0,2710$
 $B = 0,2939$
 I_{DN} = enligt tabellen ovan
 $I'_{OH} = I'_O \cdot \sin h$

h	10	20	30	40
sin h	0,1736	0,3420	0,5000	0,6428
I_{DN}	552	736	830	869
C	0,068	0,078	0,082	0,092

Höglund & Stephenson (1968) anger $C = 0,10$ som lämpligt värde för normala förhållanden i Sverige.

FIG A.6 ger en sammanställning av värdet på C erhållet genom bearbetning av olika forskares mätresultat. Värdena i ASHRAE är angivna som genomsnittsvärden för årets olika månader. De har emellertid lagts in i diagrammet vid vinklar motsvarande solhöjden den 21 i varje månad kl 10 på lat 40° N .

Med stöd av FIG A.6 och med tanke på att vissa av mätningarna är gjorda i onormalt ren atmosfär har i beräkningarna valts $C = 0,10$.

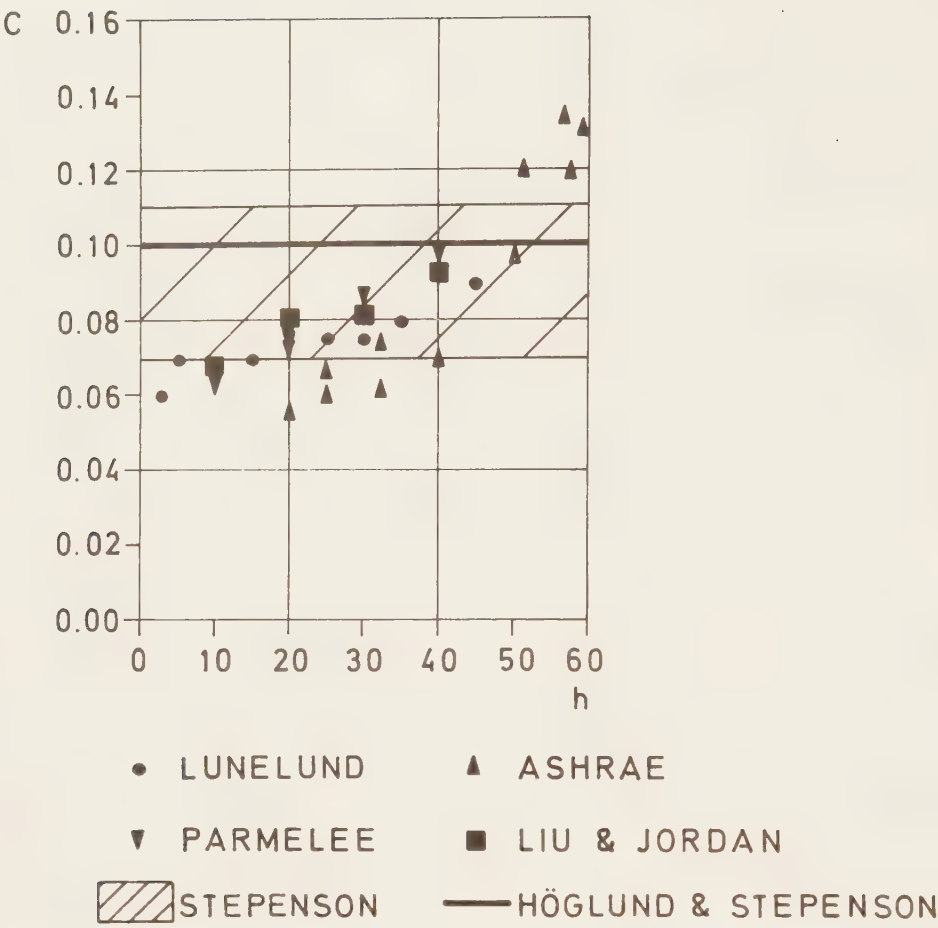
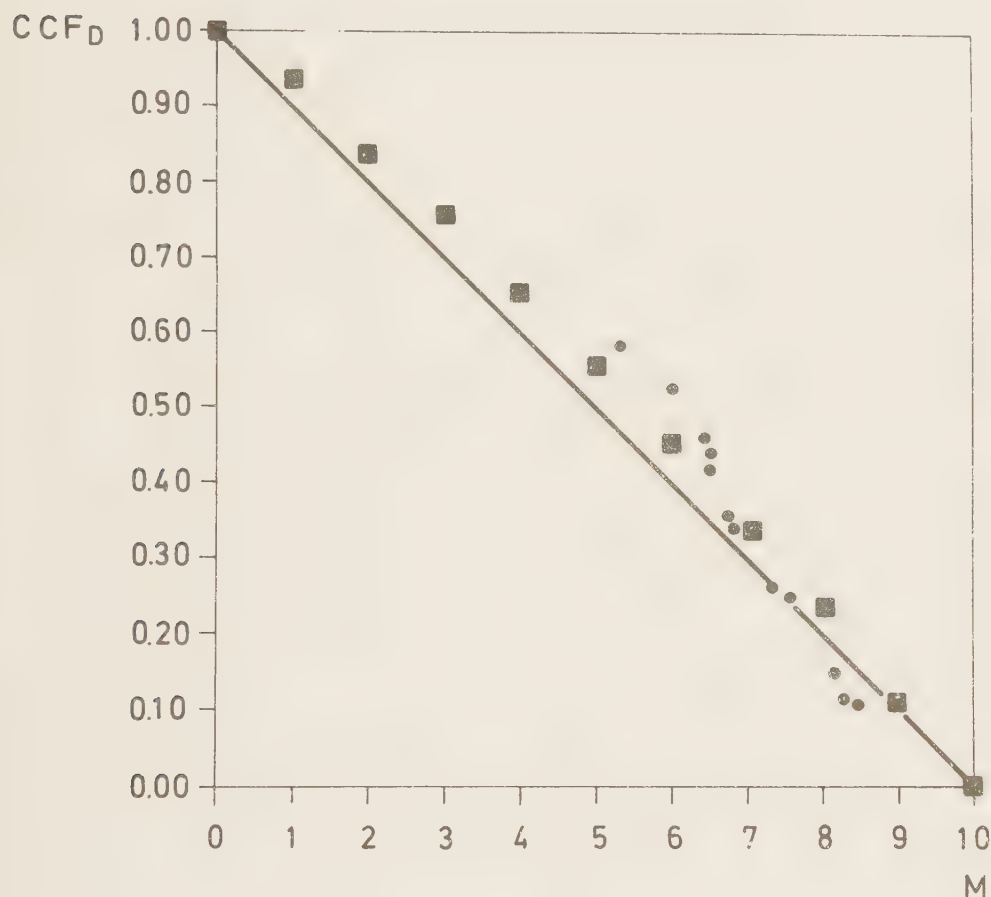


FIG A.6. Sammanställning av olika värden på faktorn C.

STRÄLNINGSINTENSITETER VID OLIKA MOLNIGHET.

Ur Lunelund (1936) erhålles ett samband mellan molnigheten och kvoten mellan verklig direkt strålning och möjlig direkt strålning, CCF_D .

$$CCF_D = \frac{I_{DN \text{ moln}}}{I_{DN \text{ klar}}} \quad (CCF = \text{Cloud Cover Factor})$$



• 1927 - 1933 KL 10 - 14

■ 1927 - 1933 MAJ, JUNI, JULI

FIG A.7. Samband mellan molnigheten, M , (angiven i tiondelar) och CCF_D (kvoten mellan verklig direkt strålning och möjlig direkt strålning).

Punkterna ansluter ganska väl till en rät linje

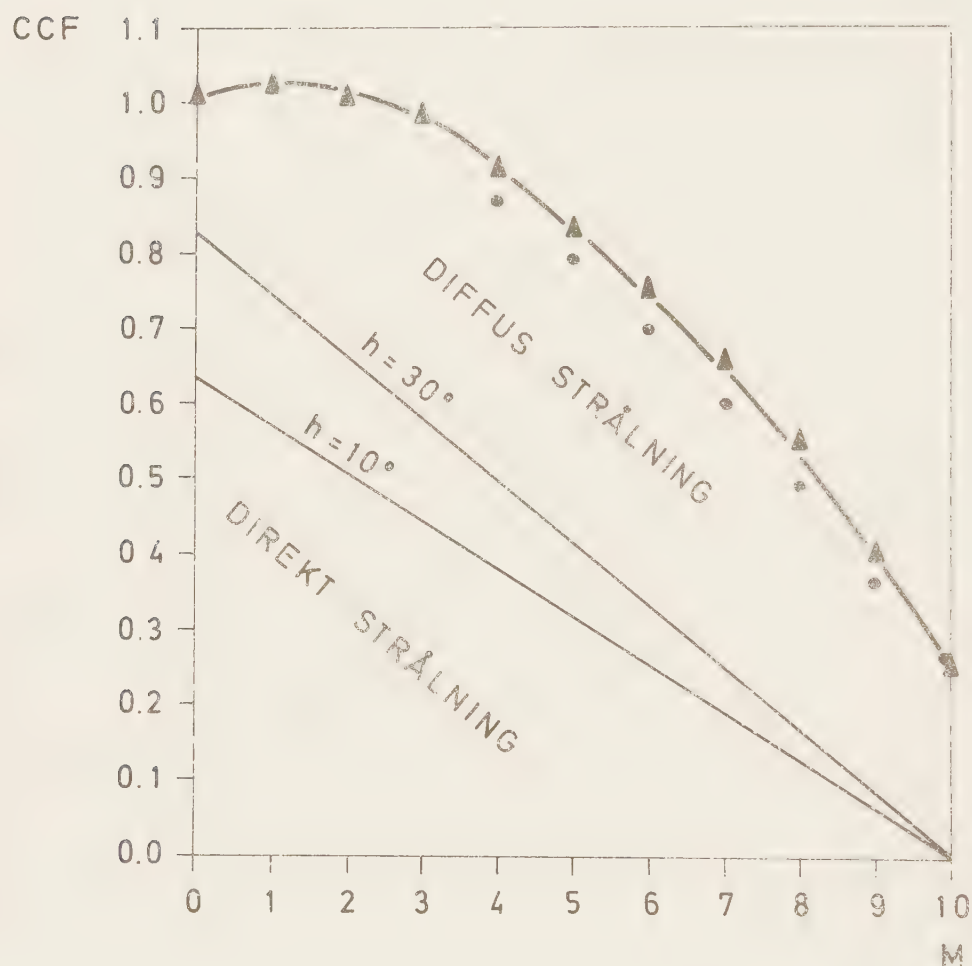
$$CCF_D = 1 - \frac{M}{10}$$

Även för CCF kan ett liknande samband erhållas, FIG A.8 (Lunclund, 19

$$CCF = \frac{I_{TH \text{ moln}}}{I_{TH \text{ klar}}}$$

där $I_{TH \text{ moln}}$ = total strålning mot horisontell yta vid molnigt väder

$I_{TH \text{ klar}}$ = total strålning mot horisontell yta vid klar himmel.



• HELSINGFORS MAJ - AUG 1928 - 1933

▲ WINNIPEG SEPT 1966

FIG A.8. Samband mellan molnigheten, M, och CCF (kvoten mellan verklig total strålning och möjlig total strålning). Gränsen mellan diffus och direkt strålning blir beroende av solhöjden.

Kimura & Stephenson (1969) har funnit liknande kurvor vid mätningar i Canada. Som exempel är i FIG A.8 kurvan för Winnipeg sept 1966 inlagd.

Vid klart väder ($M = 0$) är

$$\frac{I_{DH}}{I_{TH}} = \frac{\sin h}{\sin h + C}$$

där h = solhöjden

C = konst = 0,10

Kvoten I_{DH}/I_{TH} blir alltså en funktion av solhöjden och är vid $h = 10^\circ$ resp 30° lika med 0,63 resp 0,83, FIG A.8.

BESTÄMNING AV SOLENS INFALLSVINKEL MOT EN YTA

Lägen för en punkt P på jordytan i förhållande till solen är känt om latituden, l , timvinkeln, t_v , och solens deklination, d , är kända, se FIG A.9.

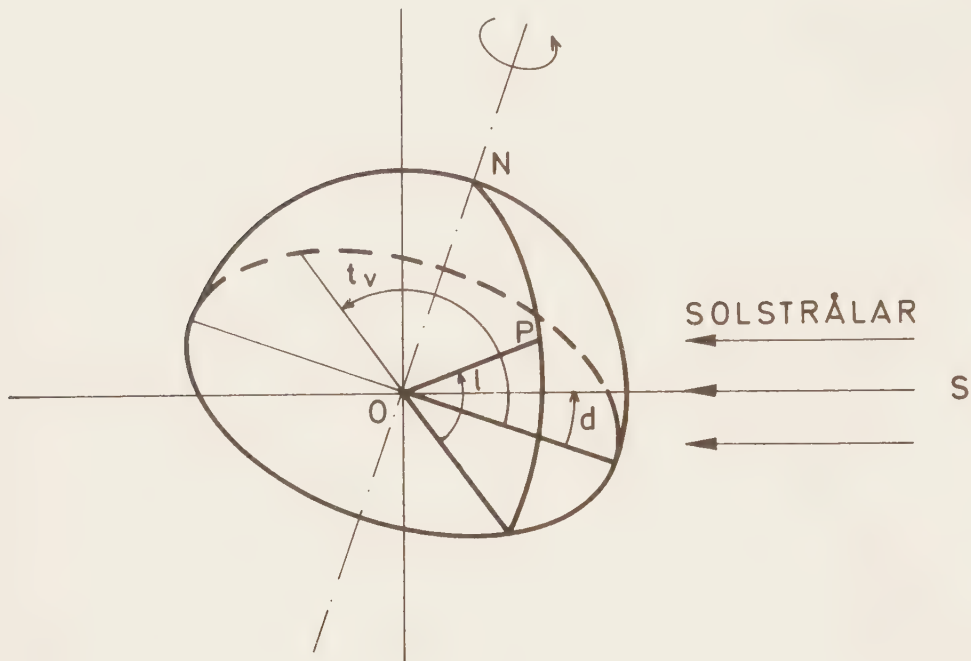


FIG A.9. Definition av latitud, timvinkel och deklination.

För en ort i punkten P gäller att latituden, l , är vinkelavståndet från punkten P till ekvatorn, positivt på norra halvklotet och negativt på södra. Timvinkeln, t_v , är vinkeln mellan linjerna OP:s och OS:s projek- tion på ekvatorialplanet. Timvinkeln är 0 vid midnatt och ökar sedan med tiden. En timme motsvarar $360/24 = 15$ graders timvinkel. Solens deklina- tion d , är vinkeln mellan solstrålarna och ekvatorplanet. d varierar approximativt sinusformigt även året enligt sambandet

$$d = 23,5 \sin \omega_2(t + t_0)$$

där d = deklinationen i grader

ω_2 = svängningshastigheten, dvs $(2\pi)/(1 \text{ år})$

t = tiden

t_0 = tidskonstant, vald så att $t + t_0 = 0$ den 22 mars.

Med hjälp av ovanstående vinklar kan ytterligare två vinklar bestämma solhöjden och solazimuten. Dessa vinklar anger solens läge i förhållande till en punkt på jordytan. Solhöjden, h , är vinkeln mellan solstrålarna och deras projektion på horisontalplanet och solazimuten (solbäringen) a , är vinkeln i horisontalplanet mellan nordriktningen och solstrålarnas projektion på horisontalplanet. Azimuten räknas medsols från nordriktningen. För solhöjden och solazimuten gäller följande samband:

$$\sin h = \sin d \sin l - \cos d \cos l \cos t$$

$$\sin a = \frac{\cos d}{\cos h} \sin t$$

jämför FIG A.10.

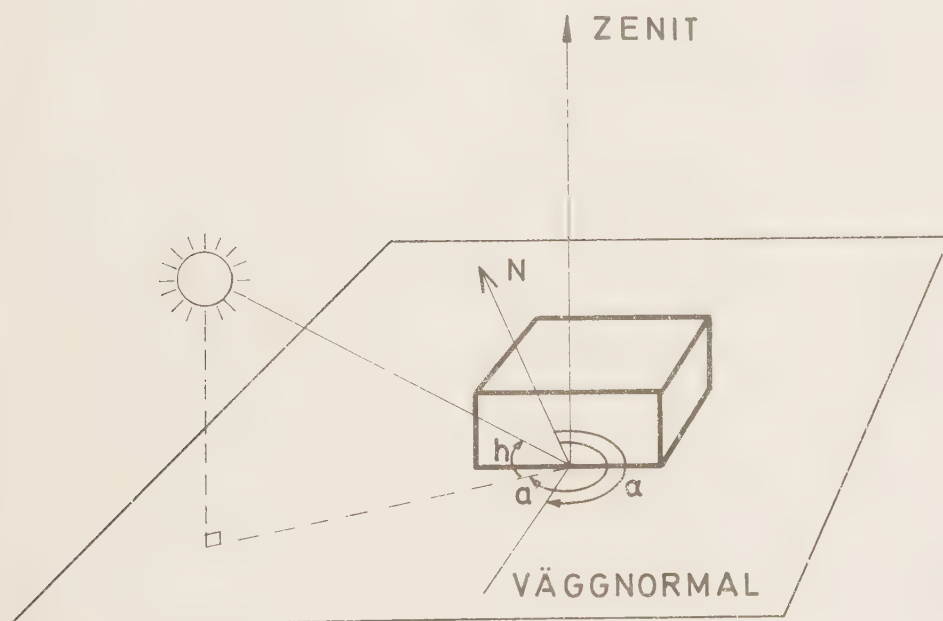


FIG A.10. Definition av solhöjd (h), solazimut (a) och väggazimut (α).

Om vi dessutom definierar väggazimuten, α , som vinkeln mellan nordriktningen och väggnormalen, mätt medsols från nord, kan solens infallsvinkel mot specialfallen horisontell och vertikal yta tecknas:

$$\cos i_H = \sin h, \quad \text{dvs} \quad i_H = 90^\circ - h$$

$$\cos i_V = \cos h \cos(a - \alpha)$$

där i_H = infallsvinkeln mot en horisontell yta
 i_V = infallsvinkeln mot en vertikal yta

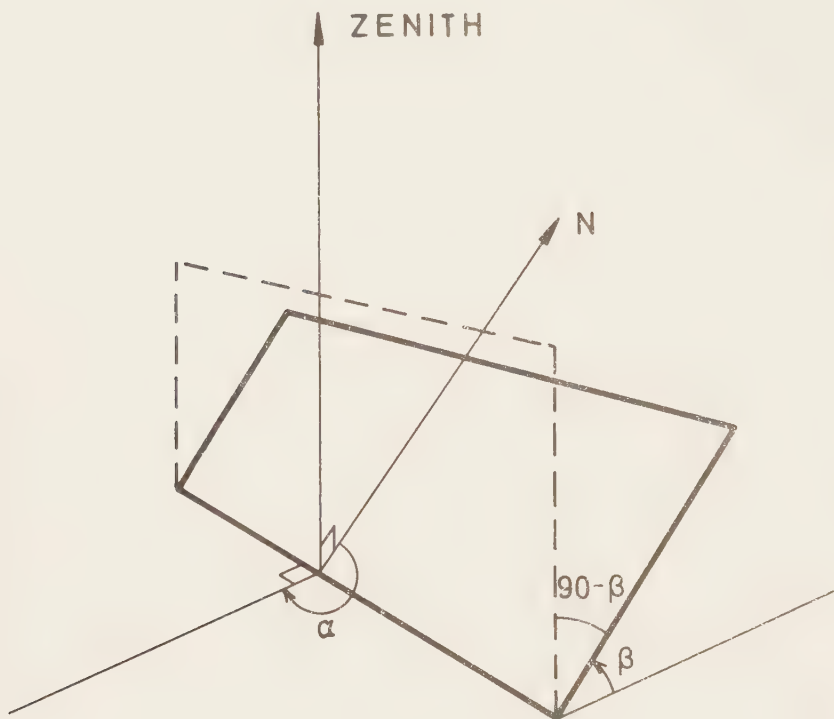


FIG A.11. Definition av lutningsvinkel β .

För en yta som lutar vinkeln β mot horisontalplanet blir $\cos$ för infallsvinkeln

$$\cos i = \cos h \cos(a - \alpha) \cos(90 - \beta) + \sin h \sin(90 - \beta)$$

Publikationer från Institutionen för Byggnadsteknik vid
Tekniska Högskolan i Lund

Bulletiner

1. Halvorsen, Ulf A. korrosion och kalkurlakning vid sprickor i betongkonstruktioner. Lund 1966.
2. Lindblad, Sven. Impact sound characteristics of resilient floor coverings. A study on linear and nonlinear dissipative compliance. Lund 1968.
3. Nielsen, Anders. Byggnadsmaterials reologi. Problemställningar och litteratur. Lund 1968.
4. Nielsen, Anders. Krypning hos högtrycksånghärdad gasbetong. Lund 1968.

Interna rapporter

1. Bankvall, Claes G. Principer för teoretisk behandling av konvektionsförloppet i en sluten värmeisolerad konstruktion. Lund 1966.
2. Ahlgren, Lennart. Grundläggande lagar för fuktvandring i porösa byggnadsmaterial. Lund 1966.
3. Ahlgren, Lennart. Uppföljning av uttorkningsförloppet hos golvbetong. Lund 1967.
4. Nielsen, Anders. Orienterande undersökning av krypning hos högtrycksånghärdad gasbetong. Lund 1967.
5. Nielsen, Anders. Orienterande undersökning av krypning under uttorkning hos högtrycksånghärdad gasbetong. Lund 1968.
6. Nielsen, Anders. Lättbetong internationellt sett. Engelska forskningsinstitut. Intryck från London 27-30 maj 1968. Lund 1968.
7. Cronström, Örjan & Forssander, Tom. Undersökning av polyetylenglykolstabiliserat trä. Lund 1968.
8. Åkerlund, Sture. Egentyngdens inverkan på brottrisken - några räkneexempel. Lund 1968.
9. Grönqvist, Nils-Ove. Utmattningshållfasthet hos armeringsstänger. Lund 1968.
10. Grönqvist, Nils-Ove. Statisk hållfasthet hos armeringsstänger tidigare utsatta för pulserande last. Lund 1969.

Rapporter

11. Bankvall, Claes G. Temperaturbestämning och värmeisole-

- ringsundersökning genom strålningsmätning. Byggnadstekniska tillämpningar av IR-kameran. Lund 1969.
12. Bankvall, Claes G. Research in heat transfer. Lund 1969.
 13. Bankvall, Claes G. Porositet och porstorleksfördelning. Metoder att studera och kvantifiera porositet och porstorleksfördelning. Lund 1969.
 14. Bankvall, Claes G. Ensidig, evakuerbar och roterbar plattapparat för värmeisoleringsundersökningar. Lund 1970.
 15. Bankvall, Claes G. Värmetransport i fibrösa material. Lund 1970.
 16. Sandberg, Per Ingvar. Icke stationär fukttransport. Beräkningar med dator. Lund 1970.
 17. Åkerlund, Sture. Säkerhetsproblem vid takkonstruktioner av trä. Textdel och figurdelen. Lund 1970.
 18. Jonasson, Hans. The propagation of sound over ground with and without acoustic barriers. Lund 1971.
 19. Bomberg, Mark. Water flow through porous materials. Part I: Methods of water transport measurements. Lund 1971.
 20. Bomberg, Mark. Water flow through porous materials. Part II: Relative suction model. Lund 1971.
 21. Bomberg, Mark. Water flow through porous materials. Part III: Applications of the relative suction model. Lund 1972.
 22. Beständighet, reologi, fukt. En redovisning till Statens Råd för Byggnadsforskning över forskningen vid avd. byggnadsmateriallära, LTH åren 1968-1971. Lund 1971.
 23. Hellsten, Mikael & Toolanen, Bengt. Trä impregnerat med polyetylenglykol och melaminharts. Lund 1971.
 24. Snödjup och vattenvärde. Lund 1971.
 25. Bankvall, Claes G. Värmetransport i fiberisolerade konstruktioner. Den naturliga konvektionens betydelse. Lund 1971.
 26. Fagerlund, Göran. Samband mellan porositet och materials mekaniska egenskaper. Lund 1972.
 27. Sandberg, Per Ingvar. Samtidig ångdiffusion och luftströmning genom ett poröst material. Lund 1971.
 28. Nilsson, Leif. Utredning och förslag till provningsmetoder för korrugerade takplattor av asbestcement. Lund 1971.
 29. Samband mellan struktur och egenskaper hos byggnadsmaterial. Lund 1972.

30. Fagerlund, Göran. Spröda porösa byggnadsmaterials forstbeständighet i relation till deras struktur - teori och experiment. Lund 1972. Under publicering.
31. Degerman, Tryggve. Gipsregelväggars funktion som vindstabiliserande element. Krafter och deformationer vid lastupptagning genom skivverkan i gipsplattor. Lund 1972.
32. Boija, Jan, Larsson, Per-Robert & Sandberg, Bengt. Egenskapernas variation med djupet hos ensidigt vakuumbehandlade plattor av stor tjocklek. Lund 1972.
33. Examensarbeten 1966-71. Sammanställning av examensarbeten utförda vid byggnadsmateriallära, LTH. Lund 1972.
34. Fagerlund, Göran. Kritiska vattenmättnadsgrader i samband med frysning av porösa spröda material. Lund 1973.
35. Bodlund, Kaj. Punkt-till-punkt korrelation i efterklangsrum och i väggar monterade i reduktionslaboratorium. Lund 1972.
36. Ahlgren, Lennart. Fuktfixering i porösa byggnadsmaterial. Lund 1972.
37. Cederfelt, Leif. Utformning av stålkonstr. med hänsyn till ljudisolering. Under publicering.
38. Bankvall, Claes G. Natural convective heat transfer in insulated structures. Lund 1972.
39. Bankvall, Claes G. Heat transfer in insulation and insulated structure. Lund 1972.
40. Fagerlund, Göran. Significance of critical degrees of saturation at freezing of porous and brittle materials. Lund 1973.
41. Fagerlund, Göran. Methods of characterization of pore structure. Lund 1973.
42. Fagerlund, Göran. Nonfreezable water content of porous building materials. Lund 1973. Under publicering.
43. Sandberg, P I. Byggnadsdelars fuktbalans i naturligt klimat. Lund 1973.

